

УНИВЕРЗИТЕТ У БЕОГРАДУ

ГРАЂЕВИНСКИ ФАКУЛТЕТ



**КОНСТРУКЦИЈСКЕ ПЕРФОРМАНСЕ  
ПРИТИСНУТИХ ЧЕЛИЧНИХ ЕЛЕМЕНАТА СА  
ОТВОРИМА У РЕБРУ**

- МАСТЕР РАД -

**Ментор:**

В. проф. др Јелена Добрић

**Кандидат:**

Маја Ранисављевић 510/22

**Београд, 2023.**

## РЕЗИМЕ

Иако су челични носачи ослабљени отворима на ребру профила у употреби дуги низ година, њихово понашање при притиску није опсежно истражено. Имајући у виду једну од највећих погодности ових носача, а то је могућност смањења укупне спратне висине интегрисањем инсталација у саму међуспратну конструкцију, најчешће се јављају у виду гредних елемената оптерећених на савијање. Међутим, употреба ових елемената у оквиру система у оквиру којих су доминантно оптерећени силама притиска је честа. Како би се осигурала конструкција, битно је на поуздан начин проценити њену носивост. Тема овог рада јесте почетак истраживања чији је предмет понашање носача I-пресека ослабљених у ребру оптерећеним на притисак, процена утицаја отвора на виткости елемената и квантитативна процена различитих метода за примену у конкретном случају. Формирани су нумерички модели који симулирају спроведене опите. Додатно, поред научно-истраживачког рада, овај мастер рад укључује и практично-апликативни аспект: спроведена је глобална анализа прорачунског модела вишебродне хале са носећом конструкцијом коју чине елементи са отворима у ребру.

Најпре су приказана експериментална испитивања притиснутих кратких стубова врућевањаног попречног пресека чије је ребро ослабљено отворима, са циљем добијања увида у специфично механичко понашање које се огледа у локалном избочавању елемената око отвора, без утицаја глобалних нестабилности. Елементи I-пресека имају малу крутост на савијање узроковану недостатком доприноса ребра укупној носивости пресека. Ова карактеристика аутоматски подразумева висока комбинована напрезања око отвора изазвана аксијалном силом, смичућом силом и глобалним моментима услед савијања и локалним моментима који потичу од дејства *Vierendeel*-а. Извршена су укупно 4 теста на притисак, на стубовима IPE300 попречног пресека са појединачним или двоструким отворима кружног или правоугаоног облика, чиме је одређена осетљивост на локална избочавања.

Добијени резултати спроведених експеримената даље су коришћени за квантитативну процену прорачуна наведеног у нацрту новог европског стандарда prEN 1993-1-13 [1], процену прорачуна датог у америчком стандарду AISI S100-16 [2] заснованом на DSM методи и процену прорачуна CSM методом [20,21]. Спроведене анализе показале су поузданост њихове примене уз одговарајуће усвојене претпоставке.

Са циљем спровођења даље опсежне параметарске анализе, објашњено је формирање нумеричких модела који на адекватан начин симулирају спроведене опите. У циљу валидације формираних модела, извршено је поређење кључних резултата добијених нумеричком анализом и експерименталним испитивањима.

На самом крају дат је осврт на одредбе новог Еврокода (prEN 1993-1-13 [1]), а које се односе на моделирање реалне конструкције са елементима чији су пресеци ослабљени отворима у ребру. Циљ овог дела мастер рада јесте упознавање јавности са новим правилником и приказ његове практичне примене инжењерима, уз јасне смернице и додатна објашњења.

*Кључне речи: отвори у ребру, притисак, избочавање, Vierendeel дејство, Direct strenght method (DSM), Continius strenght method (CSM)*

## ABSTRACT

Although steel elements with web openings have been in use for many years, their behavior under compression has not been extensively investigated. Because of possibility of reducing the total story height by integrating the installations into the floor construction itself, which is one of the greatest benefits of these elements, they most often appear in the form of beam under bending. However, application of steel cellular elements dominantly loaded by axial pressure is very common. In order to ensure the safety of a structure, it is important to evaluate its structural resistance. This paper reports the experimental study on compressed I-section short columns with web openings, assessment of the impact of openings' size and shape on cross-section deformation and resistance capacity, as well as evaluation of different design predictive models for cross-section resistance under pure compression. A numerical simulation of the experiments was performed using the finite element method. Moreover, beside the research work, this master's thesis includes a practical recommendation for example: global analysis of a multi-span hall with a supporting structure consisting of cellular elements has been conducted.

Firstly, experimental study of compressed I-section short columns with web openings was explained, aiming at providing insight into the specific mechanical behavior, including the local buckling of the web panel around the opening. The I-section elements with web openings possess a reduced flexural stiffness caused by lack of web contribution to the cross-section deformation capacity. This structural feature implies the high combined stresses around openings caused by compression force, global bending moment and shear force developed during buckling, and local bending moments due to Vierendeel action. The total of four stub column tests on IPE300-sections with widely spaced (isolated) and closely spaced circular and square web openings was performed to determine their susceptibility to local buckling.

The generated experimental data allowed the quantitative assessment of design procedures stated in draft version of new European code prEN 1993-1-13 [1], in American standard AISI S100-16 [2] based on DSM method and defined by CSM method [20,21], revealing their good accuracy.

Afterward, with the aim of forming tools for further investigation, numerical investigation in Abaqus CAE was conducted defining finite element models that simulate executed stub-column tests. In order to validate established numerical models, a comparison of key results obtained by numerical analysis and experimental tests was performed.

At very end, procedures stated in draft version prEN 1993-1-13 that refer to the modeling structure with cellular elements is shown for the purpose of familiarize public with its usage and show engineers its practical application with clear guidelines and additional explanations that are non-existing in code itself (software that was used is RobotStructuralAnalysis because lot of engineers are already familiar with it).

*Key words: web openings, compression, local buckling, Vierendeel action, Direct strenght method (DSM), Continius strenght method (CSM)*

## САДРЖАЈ

<b>РЕЗИМЕ.....</b>	<b>2</b>
<b>АВСТРАСТ .....</b>	<b>3</b>
<b>САДРЖАЈ .....</b>	<b>4</b>
<b>1. УВОД.....</b>	<b>6</b>
1.1 НОСАЧИ СА ОТВОРИМА У РЕБРУ – ОПШТЕ .....	6
1.2 ПРОИЗВОДЊА .....	7
1.3 ОБЛАСТ ПРИМЕНЕ .....	8
1.4 ПРЕДМЕТ И ЦИЉЕВИ МАСТЕР РАДА.....	10
<b>2. ТЕОРЕТСКЕ ОСНОВЕ, ПРЕГЛЕД И АНАЛИЗА ЛИТЕРАТУРЕ .....</b>	<b>12</b>
2.1 ТЕОРИЈА ДРУГОГ РЕДА.....	12
2.2 ПОЧЕТНЕ ГЕОМЕТРИЈСКЕ ИМПЕРФЕКЦИЈЕ .....	14
2.3 ДУЖИНЕ ИЗВИЈАЊА СТУБОВА РАМА.....	16
2.4 НОСИВОСТ ПОПРЕЧНОГ ПРЕСЕКА ВРУЋЕВАЉАНОГ I ПРОФИЛА НА ЧИСТ ПРИТИСАК.....	18
2.4.1 Носивост попречног пресека према EN 1993-1-1 [17].....	18
2.4.2 Носивост попречног пресека према prEN 1991-1-13 [1] .....	19
2.4.3 Носивост попречног пресека према CSM.....	20
2.4.4 Носивост попречног пресека према DSM методи (стандард AISI S100-16 [2]) .....	21
<b>3. ЕКСПЕРИМЕНТАЛНА ИСПИТИВАЊА .....</b>	<b>24</b>
3.1 ИСПИТИВАЊЕ МЕХАНИЧКИХ СВОЈСТАВА МАТЕРИЈАЛА .....	24
3.1.1 Резултати стандардних тестова на затезање.....	25
3.2 ОПИС ИСПИТАНИХ УЗОРАКА .....	26
3.3 ДИСПОЗИЦИЈА И ПОСТУПАК ИСПИТИВАЊА.....	28
3.4 РЕЗУЛТАТИ ИСПИТИВАЊА .....	30
3.5 ДИСКУСИЈА ЕКСПЕРИМЕНТАЛНИХ РЕЗУЛТАТА .....	35
<b>4. ОЦЕНА ПРЕДИКТИВНИХ МЕТОДА ЗА ПРОЦЕНУ НОСИВОСТИ ПРЕСЕКА ОСЛАБЉЕНИХ ОТВОРИМА ОПТЕРЕЂЕНИМ НА ПРИТИСАК .....</b>	<b>36</b>
4.1 НОСИВОСТ ПРЕСЕКА ПРЕМА prEN 1993-1-13 [1] .....	36
4.2 НОСИВОСТ ПРЕСЕКА ПРЕМА МЕТОДИ CSM.....	39
4.3 НОСИВОСТ ПРЕСЕКА ПРЕМА AISI S100-16 [2] (DSM).....	40
4.4 КОМПАРАТИВНА АНАЛИЗА И ДИСКУСИЈА РЕЗУЛТАТА .....	40
<b>5. НУМЕРИЧКА АНАЛИЗА ПРИМЕНОМ МЕТОДЕ КОНАЧНИХ ЕЛЕМЕНАТА</b>	<b>42</b>

5.1 ОПИС НУМЕРИЧКИХ МОДЕЛА .....	42
5.1.1 Формирање геометријског и материјалног модела .....	42
5.1.2 Мрежа коначних елемената и гранични услови .....	43
5.1.3 Почетне геометријске имперфекције .....	44
5.2 РЕЗУЛТАТИ НУМЕРИЧКЕ АНАЛИЗЕ И ВАЛИДАЦИЈЕ .....	45
<b>6. ПРИМЕНА ЕВРОКОДА НА ДИМЕНЗИОНИСАЊЕ РАМОВСКЕ КОНСТРУКЦИЈЕ .....</b>	<b>48</b>
6.1 ОСВРТ НА НОВИ ЕВРОКОД .....	48
6.2 ТЕХНИЧКИ ОПИС КОНСТРУКЦИЈЕ .....	49
6.3 АНАЛИЗА ОПТЕРЕЋЕЊА .....	54
6.3.1 Стална оптерећења .....	54
6.3.2 Корисно оптерећење .....	54
6.3.3 Оптерећење од ветра .....	54
6.3.4 Оптерећење од снега .....	57
6.3.5 Температурни утицаји .....	58
6.3.6 Сеизмика .....	58
6.4 РЕЗУЛТАТИ СПРОВЕДЕНИХ АНАЛИЗА И УТИЦАЈИ ОД ДЕЈСТАВА .....	59
6.4.1 Резултати <i>Buckling</i> анализе .....	59
6.4.2 Контрола теорије другог реда .....	59
6.4.4 Утицаји за димензионисање .....	60
6.5 ДИМЕНЗИОНИСАЊЕ .....	62
6.5.1 Стуб носећег рама .....	62
6.5.2 Ригла носећег рама .....	63
6.5.4 Критички осврт на резултате из програма и дискусија .....	69
6.6 ПРЕПОРУКЕ ЗА МОДЕЛИРАЊЕ И ДИМЕНЗИОНИСАЊЕ У <i>ROBOT</i> -У .....	70
<b>7. ЗАКЉУЧАК .....</b>	<b>71</b>
<b>8. ПРИЛОГ .....</b>	<b>73</b>
<b>9. РЕФЕРЕНЦЕ .....</b>	<b>74</b>

## 1. УВОД

### 1.1 НОСАЧИ СА ОТВОРИМА У РЕБРУ – ОПШТЕ

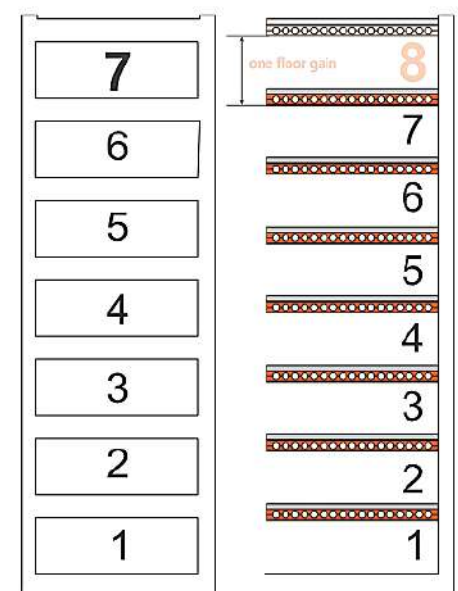
Челични елементи ослабљени отворима у ребру су изузетно повољни са становишта уштеде простора и материјала. Отвори у ребру носача се могу користити за вођење различитих машинских и електричних инсталација чиме се смањује висина међуспратне конструкције, што у зградарству може резултирати добијањем већег броја спратова за исту висину објекта. Однос носивости и тежине је повољнији него код класичних челичних конструкција што доводи до њихове све веће примене. Поред низа конструкцијских повољности, овакви носачи тражени су и због свог визуалног ефекта. Могу се користити у композитним и некомпозитним конструкцијама, као конзолни елементи или као делови моментних или порталних рамова.



(a)



(б)



(в)

Слика 1.1 Неки од бенефита ослабљених носача:

(a) архитектура [27], (б) инсталације интегрисане у висину МК [13] и (в) већи број спратова за исту висину зграде [15]

У поређењу са пуним носачима, еквивалентни ослабљени носачи имају малу крутост на савијање узроковану недостатком доприноса ребра укупној носивости попречног пресека. Присуство отвора у ребру носача доводи до високих комбинованих напрезања изазвана аксијалном силом, смичућом силом и глобалним моментима услед савијања и локалним моментима који потићу од дејтва *Vierendeel*-а. Модел лома је углавном праћен локалном пластификацијом и пластичним деформацијама пресека на месту отвора. У случају правоугаоних и шестоугаоних отвора, код којих су Т-елементи уједначени целом дужином, критични пресек је позициониран у угловима ових отвора. Положај критичног пресека у случају отвора код којих су параметри Т-елемената променљиви, као што су кружни и синусоидални, није једноставан и захтева комплекснију анализу.

До сада, велики број експерименталних, нумеричких и аналитичких истраживања рађено је на овом пољу, претежно разматрајући гредне елементе оптерећене на савијање, а у циљу процене конструкцијског одговора и капацитета носивости [3-16]. Развијени су различити софтвери за моделирање и димензионисање оваквих носача, а сами произвођачи нуде каталоге на основу којих је могуће једноставно проценити потребне габарите без веће анализе [15]. Алогиритам прорачуна хладнообликованих носача са отворима у ребру оптерећеним различитим врстама напрезања дат је у америчком стандарду AISI S100-16 [2]. Нова генерација Еврокода предвиђа одељак, конкретно prEN 1993-1-13 [1], чије ће се одредбе односити на правила за димензионисање носача ослабљеним у ребру пресека оптерећеним на савијање, уз ограничење силе притиска.

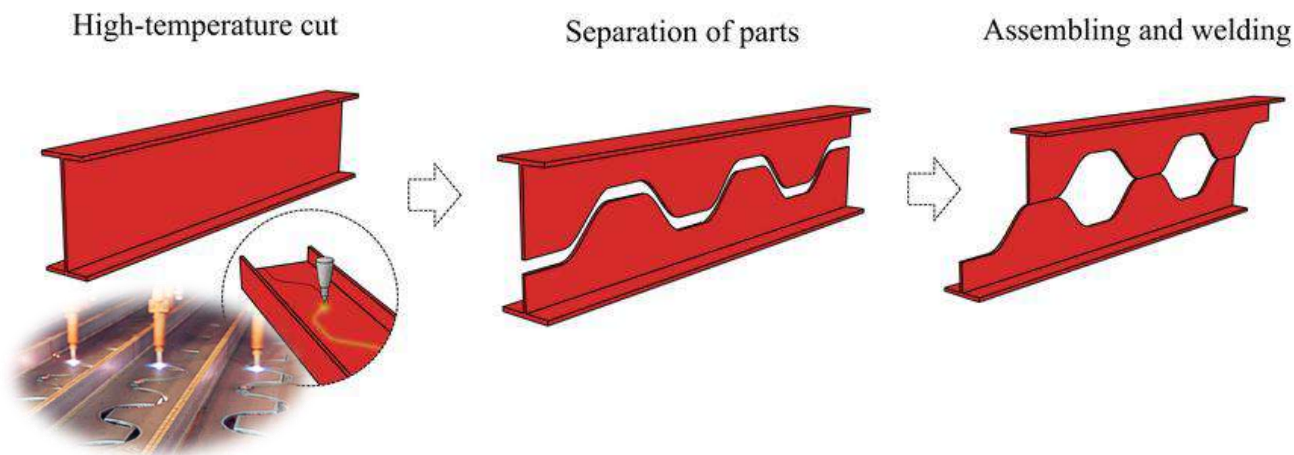
Иако су овакви носачи у употреби дуги низ година, нажалост, њихова примена није постојана у свим државама, а разлози могу бити претежна употреба армираног бетона за стамбене објекте, али и недовољна упознатост пројектаната са овим типом носача као и недовољно јасна упутства која ће омогућити инжењерима њихово једноставно и сигурно димензионисање. [14]

## 1.2 ПРОИЗВОДЊА

Производни процес добијања носача ослабљених у ребру може се описати кроз три фазе. У првој фази, пуни носачи, углавном врућеваљани, се подвргавају ласерском сечењу, при чему се добијају два засебна дела. Кроз следеће две фазе, добијени Т-елементи се раздвајају, равнају смицањем, постављају један на други и заварују. Готов производ има и до 50% већу висину од полазног уз значајно повећану крутост на савијање у односу на полазни врућеваљани пресек, без увећања тежине. Процес производње сликовито је приказан на слици 1.2.

Облик и величина отвора зависе од његове намене (величине и трасе инсталација) или жељених визуелних ефеката. Обично се бирају отвори правилних облика као што су кружни, синусоидални, правоугаони и шестоугаони. Поред различитих варијација у погледу облика, димензија и распореда отвора, дефинисањем одговарајуће линије сечења можемо постићи и различите типове гредних носача, као што су носачи линеарно променљивог попречног пресека или носачи закривљени у вертикалној или хоризонталној равни. Греда линеарно променљивог попречног пресека се добија сечењем ребра под углом у односу на системну

линију греде, док се закривљена греда добија прилагођавањем шаблона којим ће се добити различити горњи и доњи Т-елементи, који се потом савијају и заварују.



Слика 1.2 Производни процес добијања носача ослабљених отворима у ребру [15,16]

Могуће је вршити локална ојачања отвора тамо где је то потребно, као што су ослоначке зоне у којима се јавља концентрација смичућих напона које доминантно прихвата ребро или зоне око отвора погођене *Veriendeel* дејством. У циљу добијања компактног пресека у зонама ослањања, могуће је накнадно испунити отвор уметањем и заваривањем сегмента чији облик и димензије одговарају разматраном отвору (слика 1.3а). Како би се спречиле локалне пластичне деформација око отвора, ребра Т-елемената се могу додатно укрутити као што је приказано на слици 1.3б.



(а) ојачање ослоначке зоне



(б) укрупњено ребро око отвора

Слика 1.3 Различити начини ојачања отвора [14]

### 1.3 ОБЛАСТ ПРИМЕНЕ

Њихова примена је вишеструка. Могу се срести у употреби различитих статичких система: коа гредни носачи, конзолни носачи, стубови и ригле порталних рамова. Носачи ослабљени отворима у ребру имају дугу историју у практичној примени и део су конструктивних и неконструктивних система великог броја челичних композитних конструкција. Примењују се као кровни носачи индустријских и спортских хала, као подни носачи и подвлаке стамбених, пословних, услужних и комерцијалних објеката. Занимљива је њихова употреба и за



изградњу паркинг гаража због боље циркулације ваздуха и прожимања природног светла. Због свог атрактивног изгледа користе се и за реновирање и адаптацију постојећих објеката, при чему помажу очувању архитектуре, отворености и флексибилности простора. Такође, овако ошупљени елементи имају знатно повољније карактеристике када је у питању топлотна проводљивост, те се њихова примена може сусрести на местима топлотних мостова, као што су терасни носачи.



(a)



(б)



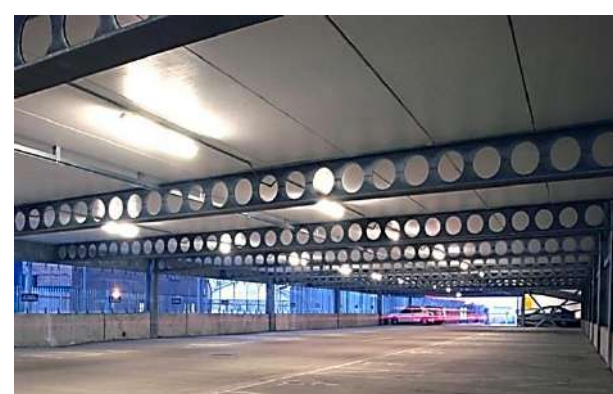
(в)



(г)



(д)



(ђ)



(e)

Слика 1.4 Примери у пракси:

(a)стамбено-пословни објекат [32], (б)индустријска хала [33], (в)спортска хала [34],  
(г)комерцијални објекат [31], (д)надстрешница трибина [35], (ђ)гараже [36], (е)адаптација  
постојећег објекта [15]

#### 1.4 ПРЕДМЕТ И ЦИЉЕВИ МАСТЕР РАДА

Предмет овог рада је анализа понашања центрчно притиснутих елемената од врућевалјаних I-пресека са отворима у ребру кроз анализу резултата претходно спроведених опита. У раду је дата анализа поузданости примене постојећих стандарда на процену деформационог капацитета и капацитета носивости пресека ослабљеног отворима у ребру при дејству центрчног притиска. При томе су разматрани принципи прорачуна дефинисани у оквиру нацрта новог стандарда prEN 1993-1-13 [1] (метода ефективне ширине), америчког стандарда у употреби AISI S100-16 [2] (DSM метода) и CSM методе [20,21]. Поред научног дела, план овог мастер рада је и приказ начина моделирања и димензионисања ових носача уз давање смерница за лакше разумевање и примену будућег стандарда prEN 1993-1-13 [1].

Циљеви мастер рада су:

- Преглед релевантне научне и техничке литературе и стицање знања
- Проширење базе експерименталних истраживања и резултата испитивања на тему центрчно притиснутих носача ослабљених отворима у ребру
- Анализа експерименталних резултата, дискусија и извођење закључака
- Анализа утицаја отвора на деформациони капацитет и граничну носивост пресека
- Примена различитих развијених метода на процену носивости елемената ослабљених отворима у ребру и анализа поузданости њихове примене
- Компаративна анализа резултата добијених применом различитих развијених метода
- Нумеричка симулација спроведених опита и валидација формираних нумеричких модела
- Анализа утицаја почетних геометријских имперфекција и нелинеарне зависности између напона и дилатације у пластичној области напрезања на граничну вредност носивости притиснутих I-пресека са отворима у ребру

- Примена одредби датих у нацрту нове генерације Еврокода, prEN 1993-1-13 [1], на моделирање и димензионисање конструктивних елемената са отворима у ребру у софтверу *Robot Structural Analysis Professional*
- Упознати инжењере у пракси са применом предстојећег Еврокода на моделирање и димензионисање конструкција са ослабљеним носачима, уз додатна појашњења, напомене и препоруке
- Приказ добијених резултата, њихово тумачење и извођење закључака

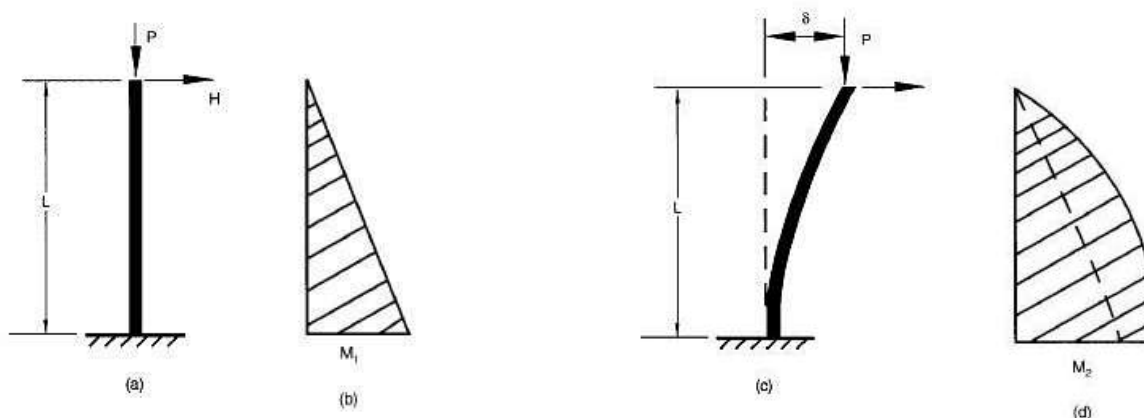
## 2. ТЕОРЕТСКЕ ОСНОВЕ, ПРЕГЛЕД И АНАЛИЗА ЛИТЕРАТУРЕ

У овом поглављу дат је осврт на неке параметре од утицаја на носивост попречног пресека и носивост елемента у оквиру конструкције рама, а који су од значаја за израду овог рада.

### 2.1 ТЕОРИЈА ДРУГОГ РЕДА

У општем случају силе и моменти у пресецима могу да се одреде анализом према теорији првог реда уз узимање почетних имперфекција или анализом према теорији другог реда којом се узима у обзир деформисани облик конструкције.

Наиме, у одређеним случајевима, утицај померања на коначну величину пресечних сила не може да се занемари. Такав је случај, на пример, са витком гредом оптерећеном истовремено аксијалном силом и попречним оптерећењем, стубом или рамом оптерећеним хоризонталним оптерећењем (нарочито на врху) и силом притиска.



Слика 2.1 Теорија другог реда на примеру стуба

Утицај величине аксијалног оптерећења и величине померања на коначан исход понашања конструкције при неком оптерећењу може да се занемари ако је испуњен следећи услов:

$$\alpha_{cr} = \frac{F_{cr}}{F_{Ed}} \geq 10 \quad \text{за еластичну глобалну анализу} \quad (2.1)$$

$$\alpha_{cr} = \frac{F_{cr}}{F_{Ed}} \geq 15 \quad \text{за пластичну глобалну анализу} \quad (2.2)$$

где су:

$\alpha_{cr}$  – коефицијент којим се увећава прорачунско оптерећење да би се изазвала еластична нестабилност глобалног облика

$F_{Ed}$  – прорачунско оптерећење на конструкцију

$F_{cr}$  – еластично критично оптерећење за глобални модел извијања, засновано на почетној еластичној крутости

У случају портални оквирних носача са благим нагибом крова и незначајним аксијалним притиском у риглама може се користити приближнији израз за одређивање коефицијента  $\alpha_{cr}$ :

$$\alpha_{cr} = \left( \frac{H_{Ed}}{V_{Ed}} \right) \left( \frac{h}{\delta_{H,Ed}} \right) \quad (2.3)$$

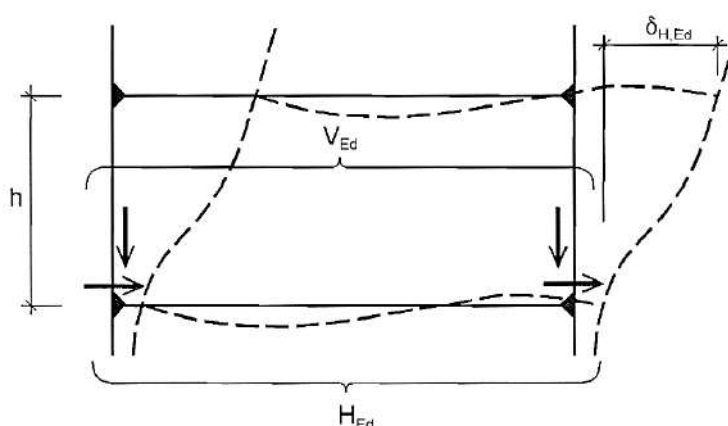
где су:

$H_{Ed}$  – прорачунска вредност хоризонталних реакција на дну спрата услед хоризонталног оптерећења и фиктивних хоризонталних сила

$V_{Ed}$  – укупно вертикално оптерећење које делује на конструкцију на дну спрата

$\delta_{H,Ed}$  – хоризонтално померање врха спрата у односу на дно спрата, када је еоквирни носач оптерећен хоризонталним оптерећењем и фиктивним хоризонталним силама

$h$  – висина спрата



Слика 2.2 Ознаке за израз (2.3)[17]

За примену израза (2.3) нагиб крова се може сматрати благим ако није стрмији од 1:2 ( $26^\circ$ ), а аксијални притисак у гредима или риглама значајан ако је:

$$\lambda \geq 0.3 \sqrt{\frac{Af_y}{N_{Ed}}} \quad (2.4)$$

где су:

$N_{Ed}$  – прорачунска вредност силе притиска

$\lambda$  – релативна виткост у равни срачуната за греду или риглу сматрајући да је зглобно ослоњена на крајевима системне дужине мерене дуж греде или ригле

За једносратне оквирне носаче прорачунате на основу еластичне анализе утицаји бочног померања другог реда могу да се одреде увећањем хоризонталних оптерећења  $H_{Ed}$  и еквивалентног оптерећења услед имперфекција, фактором дефинисаним изразом (2.5).

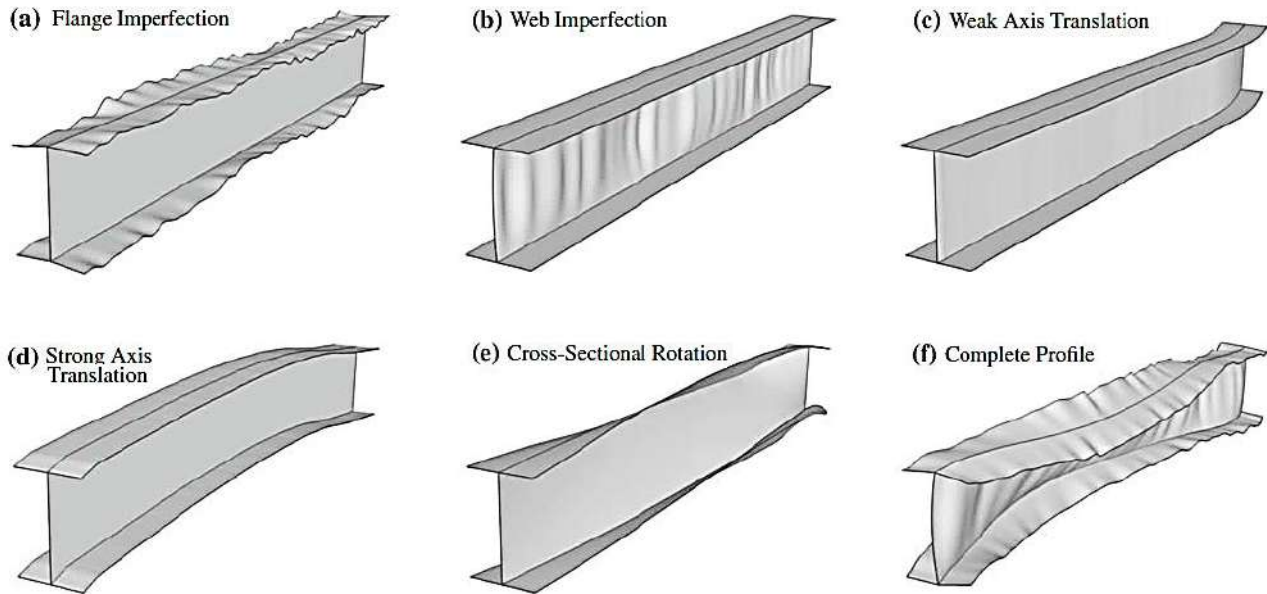
$$\frac{1}{1 - 1/\alpha_{cr}} \quad (2.5)$$

под условом да је  $\alpha_{cr} \geq 3.0$ .



## 2.2 ПОЧЕТНЕ ГЕОМЕТРИЈСКЕ ИМПЕРФЕКЦИЈЕ

Резултат производње и обраде носача челичних конструкција јесу елементи који одступају од полазних претпоставки које уводимо за многе прорачуне. Најзначајније несавршености су: заостали напони, варијације модула еластичности и границе развлачења дуж елемента и по висини попречног пресека, геометријске имперфекције и ексцентричност оптерећења. Ова одступања се не могу избећи, али треба тежити њиховим што мањим вредностима и у границама допуштених према одговарајућим правилницима. У овом раду посебна пажња биће дата почетним геометријским имперфекцијама.



Слика 2.3 Геометријске имперфекције I-носача [37]

Реални елементи немају идеалну геометрију већ су произведени са извесним геометријским имперфекцијама, а које можемо поделити у две групе: глобалне и локалне. Глобалне почетне геометријске имперфекције су имперфекције закривљења, тј. одступања осе елемента од идеално праве линије, и увртање попречног пресека. Локалне почетне геометријске имперфекције односе се на отклон и закривљење делова попречног пресека. Без обзира на њихову релативно малу вредност ове несавршености могу имати значајан утицај на смањење носивости како попречног пресека тако и елемента на извијање, па је потребно на адекватан начин узети их у обзир приликом прорачуна.

Приликом анализе носивости попречног пресека нумеричким методама, геометријске имперфекције се узимају у обзир преко најнижих карактеристичних облика извијања, дефинишући притом амплитуду имперфекције  $w_0$  која је често у функцији геометријских карактеристика, као што су дебљина или ширина елемената попречног пресека.

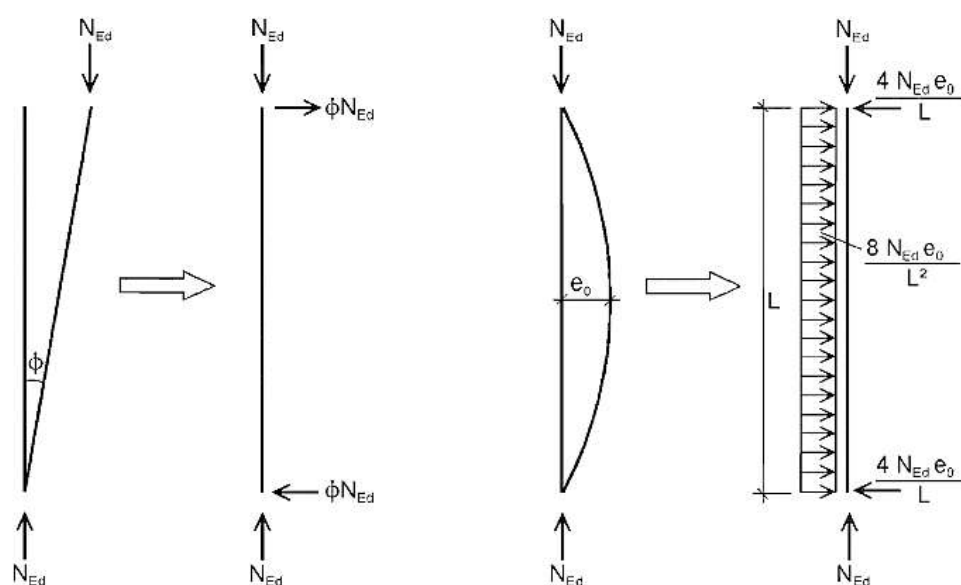
Почетне глобалне геометријске имперфекције, како је реч о закривљењима у односу на подужну осу елемента, доводе до већих величина пресечних сила у односу на идеално праве елемнте. Са теоријског аспекта проблем еластичног извијања притиснутог штапа са почетном

геометријском имперфекцијом може да се реши на сличан начин као у случају идеално правог штапа, уз претпоставку о почетној геометријској имперфекцији синусног облика:

$$v_0(x) = \delta_0 * \sin \frac{\pi x}{L} \quad (2.6)$$

где је  $\delta_0$  максимална почетна имперфекција у средини распона која се претпоставља у функцији укупне дужине елемента.

У случају глобалне анализе неког објекта, треба имати у виду да се поред имперфекција закривљења засебних елемената, даље у поглављу локалне имперфекције закривљења, јављају и имперфекције закошења, а која се односе на објекат у целини. Еврокод дефинише начин узимња ових имперфекција у обзир увођењем еквивалентних сила према слици 2.4, где су  $\phi$  глобална имперфекција закошења и  $e_0$  локална имперфекција закривљења.



Слика 2.4 Замена почетних имперфекција еквивалентним силама [17]– (а) глобалне имперфекције закошења и (б) локалне имперфекције закривљења

Глобална имперфекција закошења  $\phi$  може се одредити на следећи начин:

$$\phi = \phi_0 * \alpha_h * \alpha_m \quad (2.7)$$

где су:

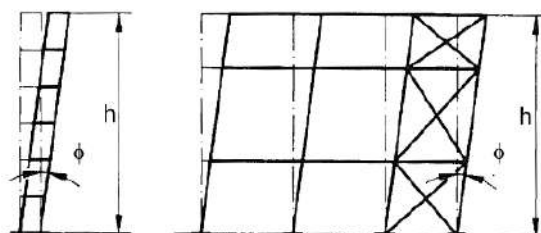
$\phi_0$  – основна вредност: 1/200

$\alpha_h$  – редукциони фактор за висину  $h$ :  $\alpha_h = \frac{2}{\sqrt{h}}$ , али  $\frac{2}{3} \leq \alpha_h \leq 1$

$h$  – висина конструкције у метрима

$\alpha_m$  – редукциони фактор за број стубова у реду:  $\alpha_m = \sqrt{0.5 * (1 + \frac{1}{m})}$

$m$  – број стубова у реду укључујући само оне који носе вертикално оптерећење  $N_{Ed}$  не мање од просечне вредности оптерећења стубова у вертикалној равни која се разматра



Слика 2.5 Почетне имперфекције закошења [17]

Локална имперфекција закривљења узима се као:  $e_0/L$ , где је  $L$  дужина елемента.

Вредности ове имперфекције могу се усвојити на основу табеле 2.1

 Табела 2.1 Прорачунске вредности почетних локалних имперфекција закривљења  $e_0/L$  [17]

Крива извијања	Еластична анализа	Пластична анализа
	$e_0/L$	
$a_0$	1 / 350	1 / 300
a	1 / 300	1 / 250
b	1 / 250	1 / 200
c	1 / 200	1 / 150
d	1 / 150	1 / 100

Неки програми омогућавају аутоматско узимање почетних геометријских имперфекција при прорачуну, а коришћењем резултата *Buckling* анализе. Један од програма који то омогућава је *Robot Structural Analysis*, а његова примена на конкретну тему објашњена је детаљније у поглављу 6.4.1.

### 2.3 ДУЖИНЕ ИЗВИЈАЊА СТУБОВА РАМА

У случају изолованих стубова и при идеалним граничним условима, одређивање дужине извијања заснива се на Ојлеровим кривама. Код оквирних система утицај на извијање стубова пре свега има померљивост самог рама. Према томе, оквирне системе можемо поделити на системе са померљивим и непомерљивим чворовима. Они системи, који у својој равни нису подупрти крутим елементима који спречавају хоризонтална померања, као што су зидна платна или спрегови, или су укрућења неефикасна, су системи са померљивим чворовима. Како је у раду управо реч о оваквим рамовима, на даље понашање непомерљивих система неће бити разматрано.

Поред померљивости чворова, на дужину извијања стуба у оквиру скелетног система, значајан утицај има однос крутости стуба и греде рама уведен коефицијентом  $\eta$ . Према томе, коефицијент ефективне дужине у случају оквирног система са померљивим чворовима рачуна се према следећем изразу:

$$\beta_0 = \sqrt{\frac{1.5 - 0.7(\eta_A + \eta_B) + 0.22\eta_A\eta_B}{1.5 - 1.3(\eta_A + \eta_B) + 1.1\eta_A\eta_B}} \quad (2.8)$$



где се  $\eta_A$  и  $\eta_B$  рачунају на следећи начин:

$$\eta_{A(B)} = \frac{k_s + k_{s,A(B)}}{k_s + k_{s,A(B)} + \sum k_{g,A(B)}} \quad (2.9)$$

где су:

$k_s = \frac{I_s}{h_s}$  – крутост посматраног стуба А-В за који се одређује коефицијент ефективне дужине извијања

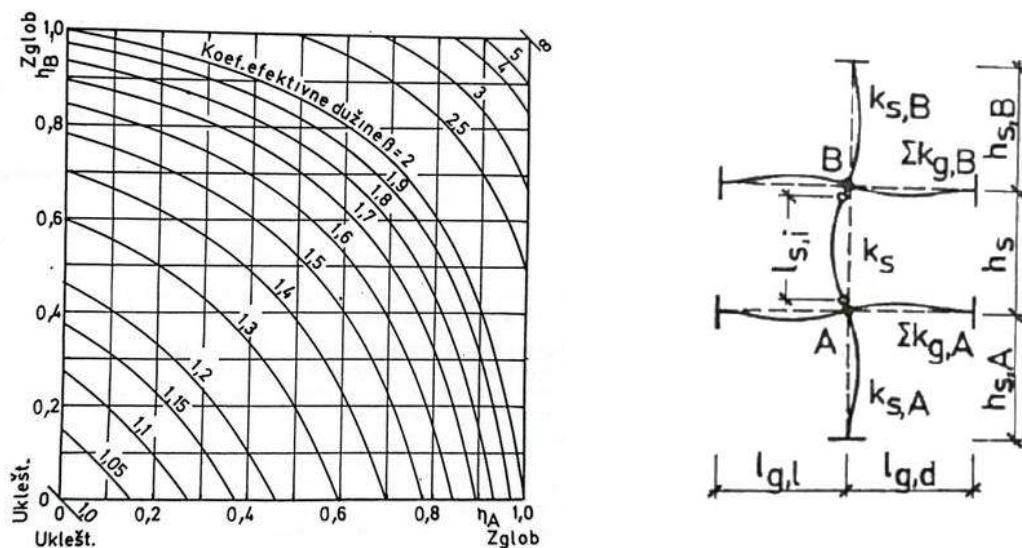
$I_s$  – моменат инерције пресека стуба у односу на осу управну на раван оквирног система

$h_s$  – системна дужина стуба А-В

$k_{s,A} = \frac{I_{s,A}}{h_{s,A}}$  – крутост стуба који је за посматрани стуб А-В везан у чвору А

$k_{s,B} = \frac{I_{s,B}}{h_{s,B}}$  – крутост стуба који је за посматрани стуб А-В везан у чвору В

$\sum k_{g,A(B)} = \sum (I_{g,A(B)} / l_g)$  – сума крутости греда које су за посматрани стуб А-В прикључене у чвору А(В)



Слика 2.6 Коефицијенти ефективне дужине извијања за системе са померљивим чворовима; ознаке за израз тај и тај [19]

Крутости појединих греда се множе коефицијентом:

1/2 – ако је крај греде, супротан посматраном чвору, зглобно ослоњен

2/3 – ако је крај греде, супротан посматраном чвору, укљештен

Такође, крутости  $\eta$  су једнаке 0 ако је стуб укљештен или ако је сума крутости греда бесконачно велика у односу на крутост стуба, односно једнаке су 1 ако је стуб зглобно ослоњен у посматраном чвору или ако је сума крутости греда занемарљива у односу на крутост стуба.

## 2.4 НОСИВОСТ ПОПРЕЧНОГ ПРЕСЕКА ВРУЋЕВАЉАНОГ I ПРОФИЛА НА ЧИСТ ПРИТИСАК

У општем случају, носивост пресека на аксијално оптерећење је сразмерно његовој површини и унапред дефинисаном критичном напону. Када је реч о челичним конструкцијама, један од основних постулата на којима се заснива читава концепција прорачуна носивости, јесте класификација попречних пресека према виткости [28]. До данас су развијене различите методе прорачуна, засноване на нумеричким и експерименталним испитивањима, које на јединствен начин узимају у обзир нестабилности на нивоу попречног пресека и његових елемената. У овом раду посебно ће бити обрађене методе дате у европским стандардима EN 1993-1-1 [17] и prEN 1991-1-13 [1], DSM метода дефинисана у америчком стандарду AISI S100-16 [2] и метода CSM [20,21]. Ни једна од њих није изворно намењена за процену носивости централно притиснутих носача ослабљених на ребру вруће ваљаног профила, те ће у раду бити разматрана могућност њихове примене у конкретном случају.

### 2.4.1 Носивост попречног пресека према EN 1993-1-1 [17]

Одредбе стандарда EN 1993-1-1 [17] заснивају се на концепту ефективне ширине заснованом на идеално еласто-пластичном понашању материјала. Класа попречног пресека одређује се класификацијом свих његових елемената, поређењем појединачних виткости (одређене односом ширине и дебљине разматраног елемента) са граничним вредностима. Довољно компактни попречни пресеци, код којих се граница развлачења достиже у најудаљенијим влакнима, са или без његове даље пропагације, класификују се као пресеци класе 1, 2 или 3. Носивост се у том случају рачуна као  $Af_y$ , где је  $A$  бруто површина попречног пресека, а  $f_y$  граница развлачења. Попречни пресеци код којих је достизање границе развлачења онемогућено избочавањем његових елемената су пресеци класе 4 и при том се њихова носивост рачуна са ефективним (неизбоченим) делом попречног пресека,  $A_{eff}f_y$ .

Овај приступ се фокусира на изоловане елементе попречног пресека, засебно ножице и ребра профила, не узимајући у обзир међусобни утицај крутости. Концепт подразумева срачунавање ефективних делова одређивањем коефицијента редукације  $\rho$ , појединачно за сваки елемент попречног пресека који је класе 4, према изразима (2.10) и (2.11).

$$\rho = \frac{1}{\lambda_p} - \frac{0.188}{\lambda_p^2} \leq 1 \text{ за конзолне елементе код којих је } \lambda_p > 0.748 \quad (2.10)$$

$$\rho = \frac{1}{\lambda_p} - \frac{0.055(3+\psi)}{\lambda_p^2} \leq 1 \text{ за унутрашње елементе код којих је } \lambda_p > 0.5 + \sqrt{0.085 - 0.055\psi} \quad (2.11)$$

где је:

$\rho$  – коефицијент редукације

$\psi$  – однос нормалних напона који је за случај чистог притиска једнак 1

$$\lambda_p = \frac{b/t}{28.4\varepsilon\sqrt{k_\sigma}} \quad (2.12)$$

$$\varepsilon = \sqrt{235/f_y} \quad (2.13)$$

$b$  – одговарајућа ширина разматраног дела пресека

$t$  – дебљина лима

$k_{\sigma}$  – коефицијент избочавања који је једнак 0.43 за конзолне, односно 4 за унутрашње елементе, при чистом притиску

$f_y$  – граница развлачења

У табели 2.2 су дате граничне виткости за класе 1, 2 и 3 за унутрашње и конзолне елементе при чистом притиску, где је  $\epsilon$  одређено изразом (2.13). За виткости веће од граничне за класу 3, пресек се класификује као класе 4.

Табела 2.2 Граничне виткости центрично притиснутих елемената према EN 1993-1-1 [17]

Класа пресека	Конзолни елементи (ножице)	Унутрашњи елементи (ребро)
1	9 $\epsilon$	33 $\epsilon$
2	10 $\epsilon$	38 $\epsilon$
3	14 $\epsilon$	42 $\epsilon$

#### 2.4.2 Носивост попречног пресека према prEN 1991-1-13 [1]

prEN 1991-1-13 [1] је део нове генерације Еврокода, чије се одредбе односе на класификацију и димензионисање челичних елемената ослабљених отворима на ребру профила оптерећеним претежно на савијање.

Израз за прорачун носивости који је примењив на случај чистог притиска јесте дефинисан у одељку 8.3.2. овог стандарда, а који се односи на извијање притиснутог Т-елемента при разматрању глобалног савијања носача (израз (2.14)). Класификација попречног пресека се, у том случају, спроводи по принципу објашњеном у поглављу 2.4.1, при чему је потребно посматрати два карактеристична пресека: један на месту отвора (Т-пресек) и други на месту бруто попречног пресека (I-пресек). Процена виткости ножица и ребра у зони отвора врши се према правилима за конзолне елементе попречног пресека.

$$\frac{N_{T,Ed}}{N_{b,Rd}} + \frac{0.4M_{T,Ed} + M_{add,Ed}}{M_{T,Rd}} \leq 1.0 \quad (2.14)$$

где је:

$$M_{T,Ed} = \frac{V_{Ed}a_{eff}}{4} + N_{T,Ed}W_{Vier,add} \quad (2.15)$$

$M_{add,Ed}$  – прорачунска вредност момента савијања услед равномерног оптерећења нанетог на притиснути Т-елемент на месту отвора, претпостављајући да је обострано укљештен и разматрајући ефективну дужину отвора  $a_{eff}$

$M_{T,Rd}$  – носивост попречног пресека притиснутог Т-елемента, посматраног на средини распона отвора, на савијање у равни ребра

$N_{T,Ed}$  – прорачунска вредност аксијалне силе која делује на притиснути Т-елемент, срачуната према глобалном моменту савијања и глобалној аксијалној сили

$N_{b,Rd}$  – прорачунска вредност носивости притиснутог T-елемента на извијање у равни ребра одређеној за дужину извијања једнакој  $0.5a_{eff}$

$w_{Vier,add}$  – ексцентрицитет аксијалне силе срачунат као релативни угиб на месту отвора при граничном стрању употребљивости; може усвојити конзервативна вредност  $w_{Vier,max} = a_{eff}/200$

За  $a_{eff}$  се усваја ширина отвора у случају правоугаоног облика отвора, односно 70% пречника отвора у случају кружног отвора.

Имајући у виду врсту напрезања од интереса (чист притисак),  $V_{ed}$  (израз (2.15)) и  $M_{add,Ed}$  (израз (2.14)) су идентички једнаки нули. Сређивањем израза (2.14) и (2.15), добијамо изведену формулу за прорачун носивости попречног пресека са отвором у ребру при дејству аксијалне силе притиска:

$$N_{T,Ed} = \frac{1}{\frac{1}{N_{bRd}} + \frac{0.4w_{Vier,add}}{M_{bRd}}} \quad (2.16)$$

### 2.4.3 Носивост попречног пресека према CSM [20,21]

CSM (*continius strenght method*) [20,21] метода је приступ развијен за прорачун носивости пресека који се заснива на дефинисању максималне деформације коју пресек може постићи  $\epsilon_{csm}$ , а у функцији његове крутости  $\lambda_p$ , и дефинисању материјалног модела који боље описује понашање челичних елемената. Круцијална разлика у односу на концепт прорачуна дат у стандардима EN 1993-1-1 [17] и prEN 1991-1-13 [1] јесте што узима у обзир интеракцију између појединачних делова попречног пресека (ножица и ребра) и за разлику од билинеарне криве, материјални модел овог приступа описан је дефинисањем четири праве (слика 2.7).

Носивост при притиску  $N_{csm,Rd}$  је одређена као производ површине попречног пресека и граничног напона  $f_{csm}$ , где се гранични напон одређује на основу прве три фазе описаног материјалног модела према изразу (2.18)

$$N_{csm,Rd} = \frac{Af_{csm}}{\gamma_{M0}} \quad (2.17)$$

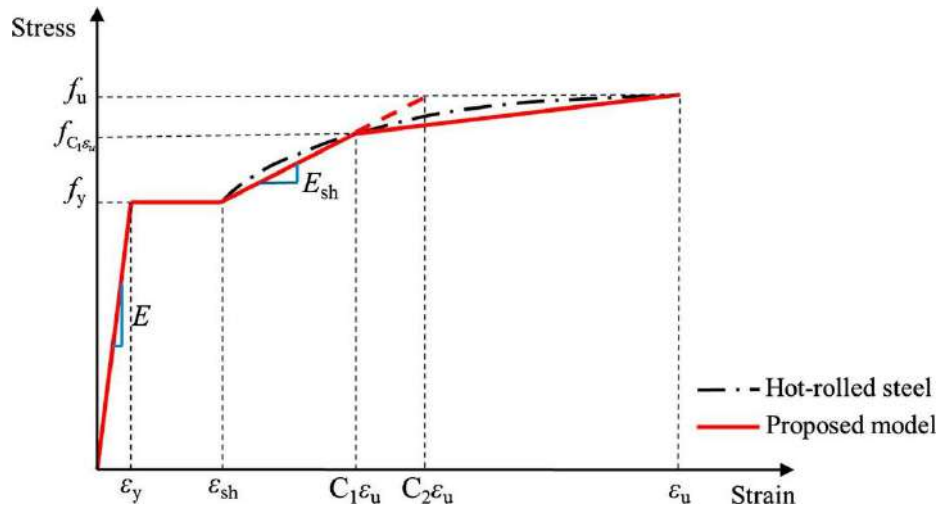
$$f_{csm} = \begin{cases} E\epsilon_{csm} & \text{за } \epsilon_{csm} \leq \epsilon_y \\ f_y & \text{за } \epsilon_y < \epsilon_{csm} \leq \epsilon_{sh} \\ f_y + E_{sh}(\epsilon_{csm} - \epsilon_{sh}) & \text{за } \epsilon_{sh} < \epsilon_{csm} \leq C_1 \epsilon_u \end{cases} \quad (2.18)$$

где је:

$$E_{sh} = \frac{f_u - f_y}{C_2 \epsilon_u - \epsilon_{sh}} \quad (2.19)$$

$$\epsilon_u = 0.6 \left(1 - \frac{f_y}{f_u}\right), \text{ али } \epsilon_u \geq 0.06 \text{ за вруће ваљане челике} \quad (2.20)$$

$$\epsilon_{sh} = 0.1 \frac{f_y}{f_u} - 0.055 \text{ али } 0.015 \leq \epsilon_{sh} \leq 0.03 \quad (2.21)$$



Слика 2.7 Материјални модел коришћен у CSM методи [21]

$$C_1 = \frac{\varepsilon_{sh} + 0.25(\varepsilon_u - \varepsilon_{sh})}{\varepsilon_u} \quad (2.22)$$

$$C_2 = \frac{\varepsilon_{sh} + 0.4(\varepsilon_u - \varepsilon_{sh})}{\varepsilon_u} \quad (2.23)$$

Капацитет деформације  $\varepsilon_{csm}$  одређује се у функцији виткости попречног пресека  $\lambda_p$ .

$$\frac{\varepsilon_{csm}}{\varepsilon_y} = \begin{cases} \frac{0.25}{\lambda_p^{3.6}} & , \text{ али } \frac{\varepsilon_{csm}}{\varepsilon_y} \leq \min\left(15, \frac{C_1 \varepsilon_u}{\varepsilon_y}\right) \text{ за } \lambda_p \leq 0.68 \\ \left(1 - \frac{0.222}{\lambda_p^{1.05}}\right) \frac{1}{\lambda_p^{1.05}} & \text{ за } \lambda_p > 0.68 \end{cases} \quad (2.24)$$

Виткост  $\lambda_p$  одређује се као  $\sqrt{f_y/\sigma_{cr}}$ , где се напон  $\sigma_{cr}$  може одредити применом софтвера CUFSM или се може срачунати према EN 1993-1-1 [17] разматрајући највиткији елемент попречног пресека.

#### 2.4.4 Носивост попречног пресека према DSM методи (стандард AISI S100-16 [2])

DSM метода (*direct strength method*) је дефинисана у оквиру америчког стандарда AISI S100-16 [2] чије се одредбе односе на хладно обликоване профиле. За разлику од методе ефективне ширине, примена DSM методе не захтева рачунање карактеристика ефективног попречног пресека. Добијена виткост узима у обзир интеракцију између ножица и ребра, а добијена носивост попречног пресека имплицитно укључује и носивост на глобалне нестабилности елемента.

Номинална аксијална носивост пресека са отвором  $P_{nl}$  треба да се срачуна према изразу (2.25) или (2.26).

$$P_{nl} = P_{ne} \quad \text{за } \lambda_l \leq 0.776 \quad (2.25)$$

$$P_{nl} = \left[1 - 0.15 \left(\frac{P_{crl}}{P_{ne}}\right)^{0.4}\right] \left(\frac{P_{crl}}{P_{ne}}\right)^{0.4} P_{ne} \quad \text{за } \lambda_l > 0.776 \quad (2.26)$$

где је:

$P_{ne}$  – глобална носивост стуба одређена обрасцем (2.27)

$P_{crl}$  – локална критична еластична сила извијања одређена обрасцем (2.32)

$\lambda_l$  – виткост попречног пресека одређена као  $\sqrt{P_{ne}/P_{crl}}$

$A_{net}$  – нето површина попречног пресека на месту отвора

$f_y$  – граница развлачења челика

Глобална носивост стуба  $P_{ne}$  се одређује као производ бруто површине попречног пресека и напона притиска  $f_n$ , а који се одређује у функцији границе развлачења и виткости  $\lambda_c$ .

$$P_{ne} = A_g f_n \quad (2.27)$$

$$f_n = (0.658 \lambda_c^2) f_y \quad \text{за } \lambda_c \leq 1.5 \quad (2.28)$$

$$f_n = \left(\frac{0.877}{\lambda_c^2}\right) f_y \quad \text{за } \lambda_c > 1.5 \quad (2.29)$$

где је:

$\lambda_c$  одређено изразом  $\sqrt{f_y/f_{cre}}$

$f_{cre}$  – вредност напона која се јавља услед силе која је једнака најмањој вредности од носивости на глобалне облике извијања, а који се рачуна према обрасцу (2.30)

$$f_{cre} = \frac{\pi^2 EI_{avg}}{A_g (KL)^2} \quad (2.30)$$

где је:

$E$  – модул еластичности челика

$$I_{avg} = \frac{I_g L_g + I_{net} L_{net}}{L} \quad (2.31)$$

$I_g, I_{net}$  – момент инерције бруто, односно нето попречног пресека за осу око које се јавља извијање

$L_g, L_{net}$  – дужине сегмената без и са отвором, респективно

$L$  – укупна дужина елемента ( $L_g + L_{net}$ )

$A_g$  – површина бруто попречног пресека

$K$  – коефицијент дужине извијања који износи 0.5 за случај обострано укљештеног стуба

Локална критична еластична сила извијања рачуна се као:

$$P_{crl} = A_g f_{crl}, \text{ али } P_{crl} \leq P_{ynet} = A_{net} f_y \quad (2.32)$$

где је:

$f_{crl}$  – критични напон извијања за највиткији елемент попречног пресека, а који се одређује према изразу (2.33)

$$f_{crl} = k \frac{\pi^2 E}{12(1 - \mu^2)} \left(\frac{t}{w}\right)^2 \quad (2.33)$$

где је:

$\mu$  – *Poisson*-ов коефицијент

$k$  – коефицијент избочавања лима једнак 0.43 за конзолне елементе, односно 4 за унутрашње

$t$  – дебљина разматраног лима

$w$  – ширина равног дела разматраног лима

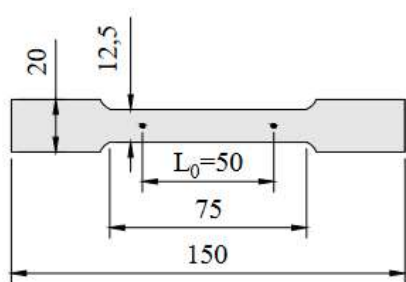
### 3. ЕКСПЕРИМЕНТАЛНА ИСПИТИВАЊА

Експериментална испитивања кратких стубова на притисак спроведена су у циљу квантификације граничне носивости и деформационог капацитета I-попречног пресека са неукрућеним отворима (*unstiffened openings*) у ребру. Анализиран је утицај облика и положаја отвора на ребру врућевалјаног профила IPE300. Са циљем стицања увида у материјалне карактеристике испитаних узорака спроведен је стандардни опит на затезање челика S275 од ког су узорци сачињени.

#### 3.1 ИСПИТИВАЊЕ МЕХАНИЧКИХ СВОЈСТАВА МАТЕРИЈАЛА

Прва фаза експерименталних испитивања има за циљ одређивање механичких карактеристика материјала које имају круцијалан утицај на понашање елемената у еластичној или пластичној области напрезања. Механичка својства материјала одређена су стандардним опитом на затезање. Резултати ове анализе значајни су, како за анализу резултата добијених испитивањем кратких стубова на притисак и извођење закључака о утицају отвора на виткост појединачних делова попречног пресека, тако и за имплементацију у нумерички модел и његову валидацију.

За потребе експеримента, из финалног производа извучене су две епрувете, исечене технологијом сечења воденим млазом како би се избегао утицај загревања. Димензије испитаних епрувета приказане су на слици 3.1а). Подужно издужење радног дела епрувете праћено је екстензометром мерне базе  $L_0=50$  mm и опсегом мерења до 100%. Брзина доношења оптерећења износила је 0.5 mm/min. Диспозиција испитивања приказана је на слици 3.1б).



(a)

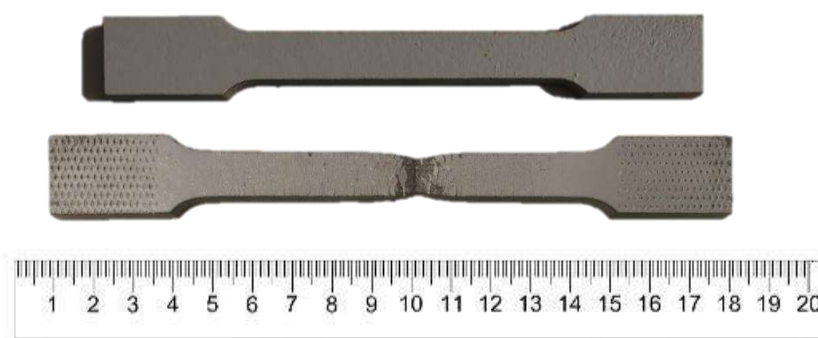


(б)

Слика 3.1 (а) Геометрија узорка; све димензије су у mm (б) Диспозиција стандардног опита на затезање

Као резултат експеримента добија се веза напон-дилатација, а на основу које су одређена и основна механичка својства материјала од значаја за рад: граница разлачења  $f_y$ , гранична чврстоћа  $f_u$  и одговарајуће дилатације при достигнутом  $f_y$  и  $f_u$ ,  $\epsilon_y$  и  $\epsilon_u$  респективно.

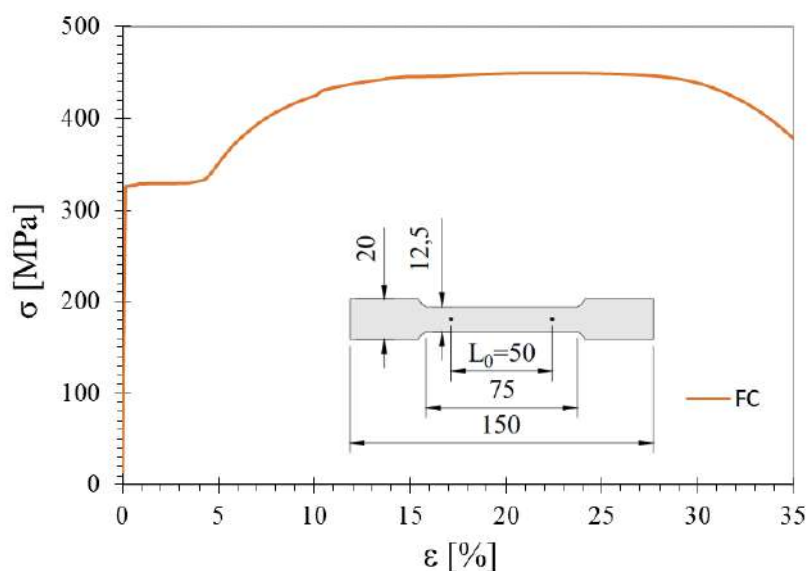




Слика 3.2 Епрувете пре и после испитивања

### 3.1.1 Резултати стандардних тестова на затезање

Експериментално утврђена зависност напон-дилатација приказана је на слици у наставку (слика 3.3).



Слика 3.3 Крива напон-дилатација добијена испитивањем епрувете

Разматрајући слику 3.3 може се уочити да испитани материјал показује својства нелинеарности са јасно израженом границом развлачења која износи 328 МПа. Механичке карактеристике добијене опитом приказане су у табели 3.1, где су:  $f_y$  граница развлачења,  $f_u$  чврстоћа при затезању,  $\epsilon_y$  дилатација која одговара граници развлачења и  $\epsilon_u$  дилатација која одговара чврстоћи при затезању.

Табела 3.1 Механичка својства материјала добијена стандардним опитом на затезање

$f_y$ [MPa]	$f_u$ [MPa]	$\epsilon_y$ [%]	$\epsilon_u$ [%]
327,91	450,01	0,2	22,04

### 3.2 ОПИС ИСПИТАНИХ УЗОРАКА

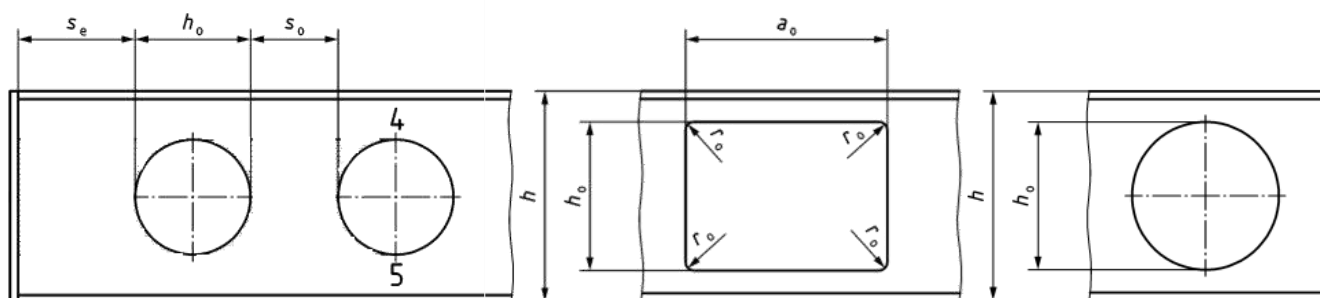
Експериментална испитивања су спроведена на 4 узорка дужине 600 mm формирана од врућеваљаног профила IPE300 класе челика S275. Ребра узорака ослабљена су отворима кружног и квадратног облика, у складу са следећим описом:

- Узорак 1 - један кружни отвор пречника 200 mm је позициониран у централном делу дужине узорка који је означен као „ICO1x200“ (*IPE with one circular opening with radius equal to 200 mm*);
- Узорак 2 - један квадратни отвор димензије 200 mm је позициониран у централном делу дужине узорка који је означен као „ISO1x200“ (*IPE with one square opening with dimension equal to 200 mm*);
- Узорак 3 - два кружна еквиливантна блиско постављена отвора пречника 120 mm који је означен као „ICO2x120“ (*IPE with two circular openings with radius equal to 120 mm*);
- Узорак 4 - два квадратна еквиливантна блиско постављена отвора димензија 120 mm који је означен као „ISO2x120“ (*IPE with two square openings with dimension equal to 120 mm*).

Ребра узорака нису ојачана укрупњенима у зони отвора. Номинална дужина од 600 mm изабрана је тако да узрок лома не буду глобалне нестабилности елемента, достигнута искоришћење капацитета попречног пресека. Димензије отвора и растојања између њих задовољавају геометријски опсег важења дефинисан новим стандардом prEN 1993-1-13 [1] чија је припрема у току (видети табелу 3.2).

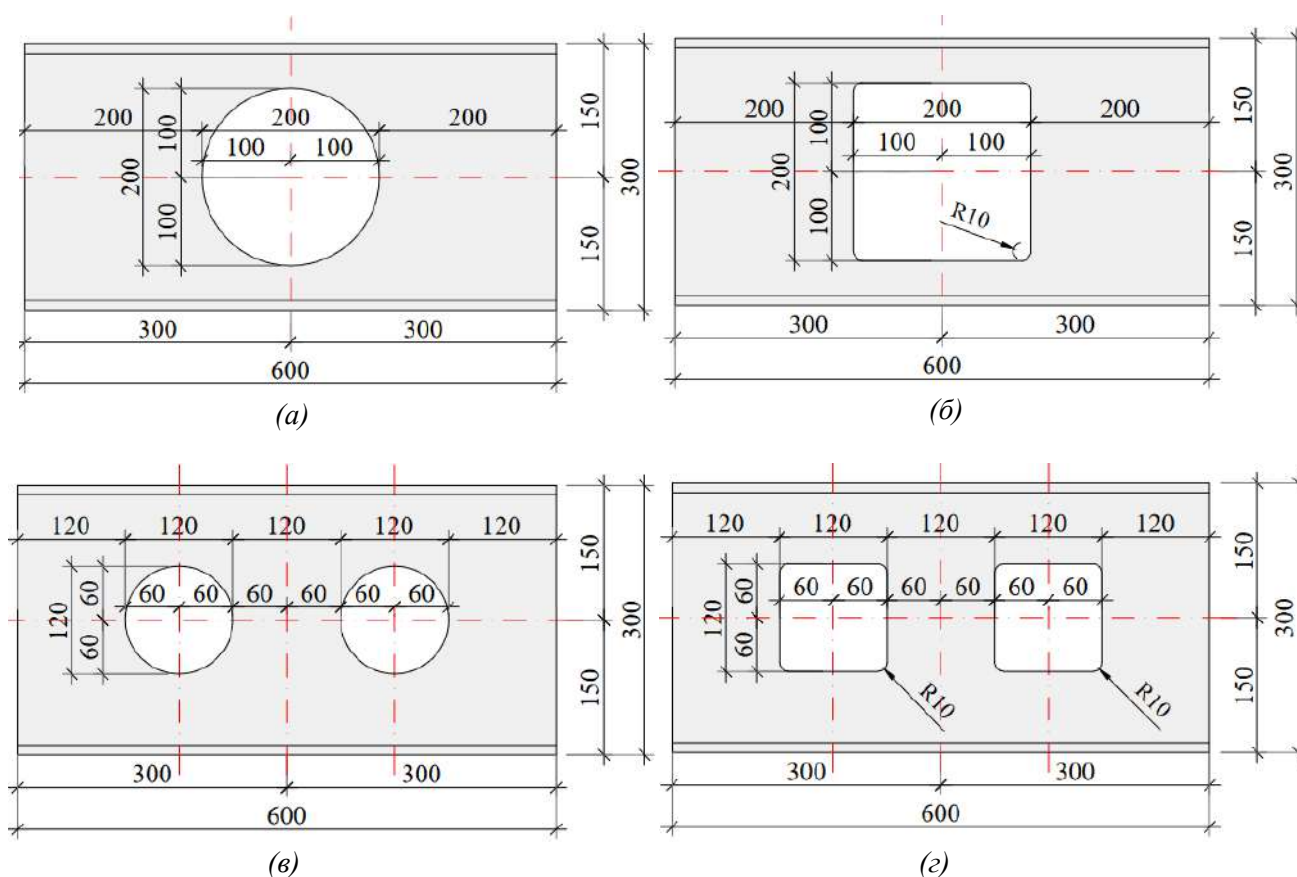
Табела 3.2 Геометријски опсег важења различитих облика неукрупњених отвора [1]

Облик отвора	Максимална висина отвора $h_o$	Максимална дужина отвора $a_o$	Максимално растојање између ивица отвора $s_o$	Минимална дубина притиснутог Т-елемента
Правоугаони	0,75 h	2,5 $h_o$	max (0,5 $a_o$ ; $h_o$ )	max ( $a_o/12$ ; 0,1h)
Кружни	0,8 h	-	0,1 h	max ( $t_f + r + 10\text{mm}$ ; $t_f + 30\text{mm}$ )



Слика 3.4 Ознаке за примену табеле 3.2 [1]

За полупречник заобљења углава квадратних отвора  $r_0$  усвојена је минимална дозвољена вредност (у складу са prEN 1993-1-13 [1]) 10 mm. Да би дужине крајњих (ослоначких) сегмената елемента  $s_e$  задовољиле граничне вредности,  $s_e$  не треба да буде мање од висине отвора  $h_0$ . Димензија квадратних отвора је максимална могућа за одговарајућу дужину елемента и број отвора. Димензије и положај круглих отвора су усвојени тако да представљају еквивалент квадратним отворима, а у циљу компаративне анализе утицаја облика отвора на граничну виткост попречног пресека. Распоред отвора, као и њихове димензије приказане су на слици 3.2.



Слика 3.5 Усвојене димензије и положаји отвора узорка (а) ИСО1х200 (б) ИСО1х200 (в) ИСО2х120 и (г) ИСО2х120

Пре спровођења експеримента измерене су димензије узорака уз помоћ ултразвука у више тачака. Резултати мерења дати су у табели 3.2.

Табела 3.2 Измерене димензије узорака

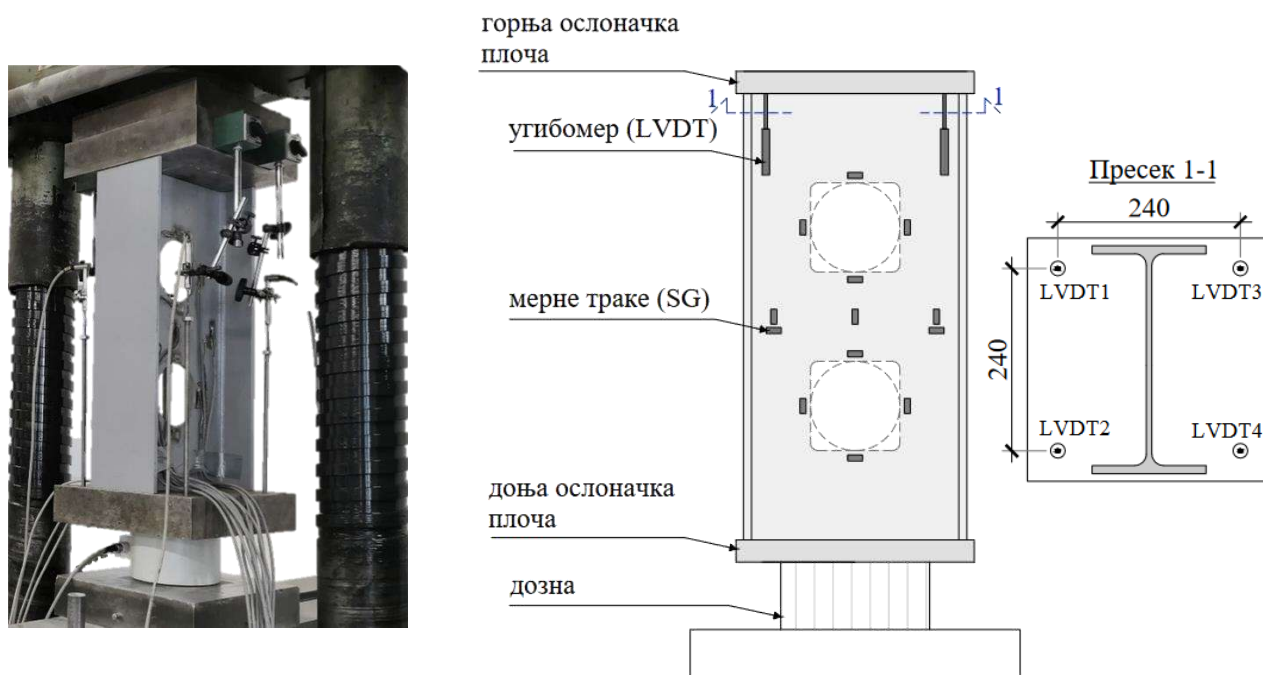
Ознака узорка	Дужина L (mm)	Ширина ножице b (mm)	Висина пресека h (mm)	Дебљина горње ножице $t_f$ (mm)	Дебљина доње ножице $t_f$ (mm)	Дебљина ребра $t_w$ (mm)
ИСО1х200	600,5	151	301	10,2	10,43	6,73
ИСО1х200	600,5	150	302	10,32	10,22	6,75
ИСО2х120	601	150	302	10,08	10,42	6,73

ISO2x120	600	152	300	10,1	10,32	6,72
Номиналне вредности	600	150	300	10,7	10,7	7,1
Средња вредност	600,5	150,75	301,25	10,26		6,73
Одступање (%)	-0,08	0,5	-0,42	4,11		5,2

### 3.3 ДИСПОЗИЦИЈА И ПОСТУПАК ИСПИТИВАЊА

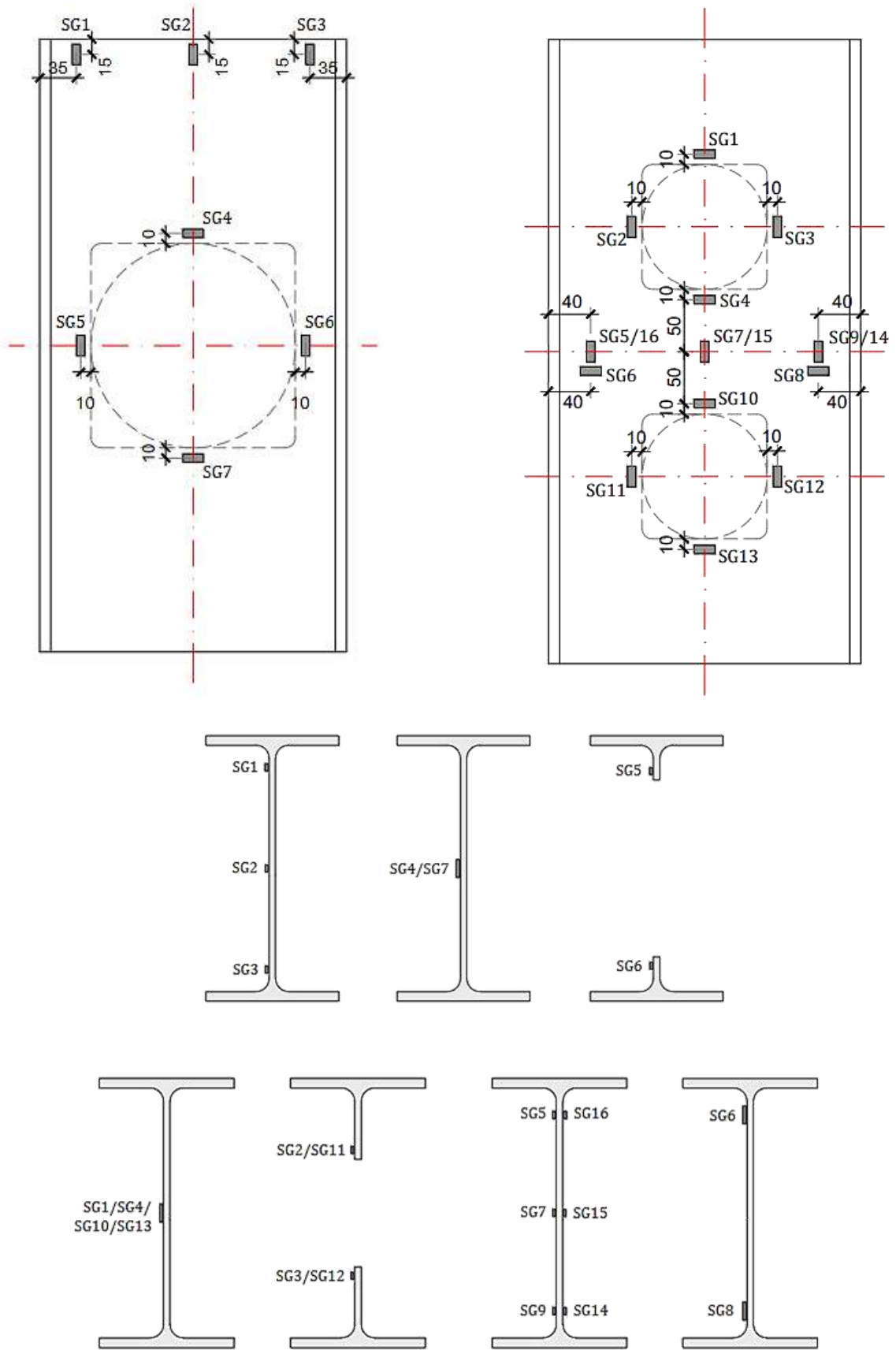
За испитивање узорка коришћена је хидрауличка преса „Amsler“ капацитета 2500 kN. Наношење оптерећења вршено је контролисаним прирасртом силе праћеним на доњој ослоначкој плочи преко дозне капацитета 2000 kN. Брзина наношења оптерећења износила је 40 kN/min. Техничка нула за све узорке износила је 10 kN.

Скраћење кратких стубова (подужна аксијална померања) мерено је помоћу угибомера позиционираних на горњу лежишну плочу пресе (слика 3.6). Расподела и величина напонско-деформацијског стања у ребру узорка мерено је помоћу мерних трака постављеним у зонама отвора (слика 3.7). Диспозиција узорка са положајем мерне опреме приказана је на сликама 3.6 и 3.7.



Слика 3.6 Диспозиција испитивања на примеру узорка са два отвора

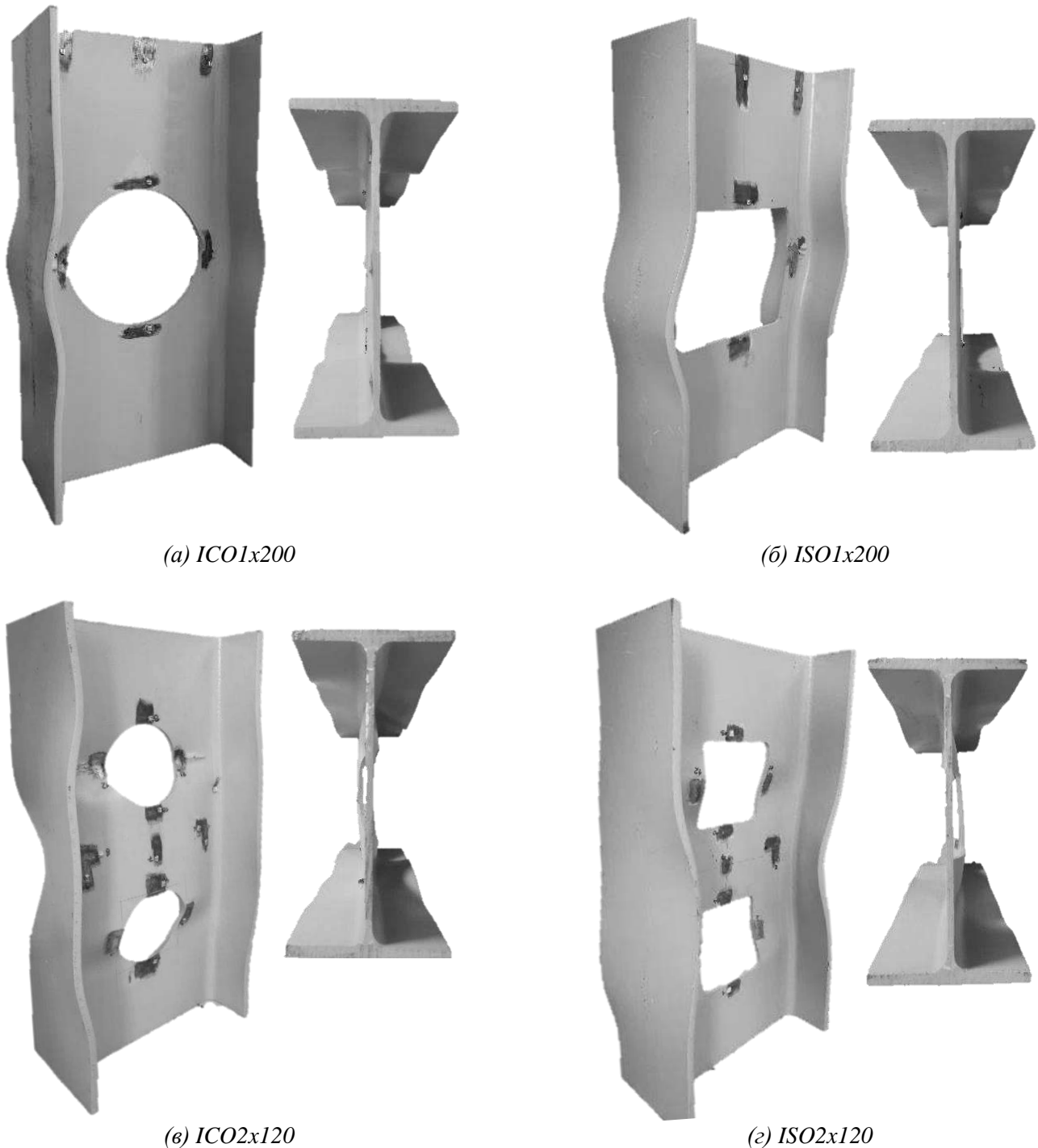
Диспозиција приказана на слици 3.6 је иста за сваки од 4 узорка, уз различит положај мерних трака у зависности од броја отвора, а који је детаљно приказан на слици 3.7 у наставку.



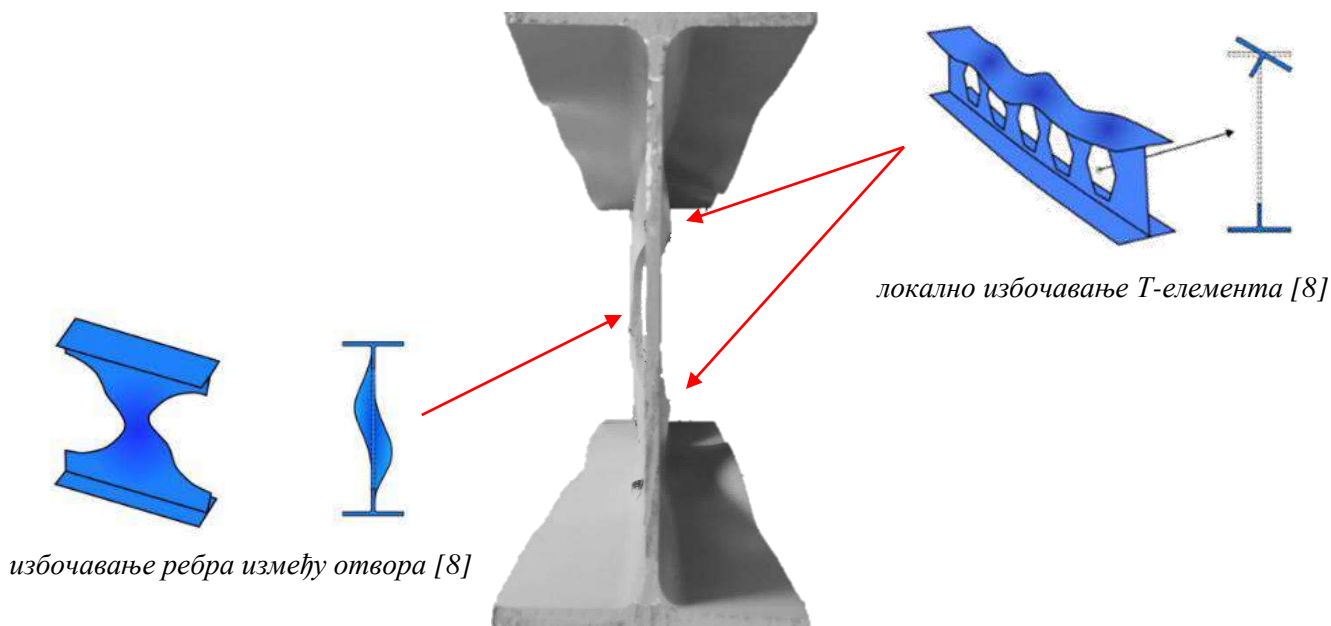
Слика 3.7 Положај мерних трака

### 3.4 РЕЗУЛТАТИ ИСПИТИВАЊА

Облик лома, гранична носивост и капацитет деформације испитаних узорака значајно зависи од облика, величине и броја отвора на ребру. Деформисани облици узорака приказани су на сликама 3.8, 3.9 и 3.10.



Слика 3.8 Деформисани облици кратких стубова са отворима у ребру у пост-граничној области напрезања



Слика 3.9 Деформисани облик узорка са два отвора

Порекло избочина које су се јавиле код узорка са два отвора је објашњено кроз слику 3.9. На слици 3.10 у наставку додатно је наглашена деформација узорка са једним отвором, будући да је деформација ребра неприметна на сликама 3.8а и 3.8б.



Слика 3.10 Деформисано ребро узорка са једним отвором

Кључни резултати испитивања приказани су у табели 3.3: гранична вредност силе при испитивању  $N_{c, u}$ , нормални напон у пресеку на месту отвора  $\sigma_{b0}$  и ван њега  $\sigma_b$  при достизању граничне силе, а који се добија дељењем добијене граничне силе и измерене површине ослабљеног или пуног попречног пресека.

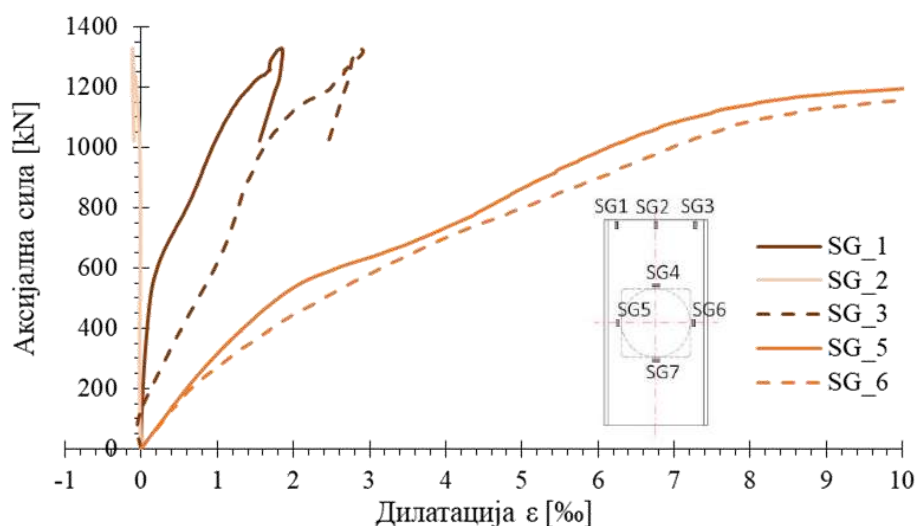


Табела 3.3 Сумирани резултати испитивања кратког стуба са отворима на притисак

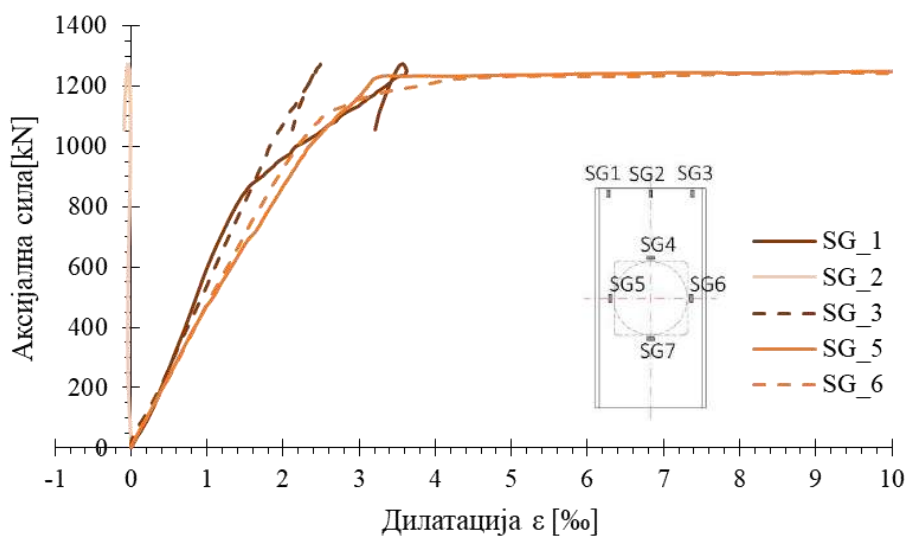
Ознака узорка	$N_{c,u}$ [kN]	$\sigma_{1,b}$ [MPa]	$\sigma_{1,bo}$ [MPa]
ICO1x200	1327,7	256,6	346,6
ISO1x200	1272,7	245,9	331,8
ICO2x120	1474,2	284,9	337,5
ISO2x120	1440,8	278,4	329,8

У наставку су приказани резултати експеримента у форми дијаграма, слике 3.11-3.18. Приказане су зависности аплициране аксијалне силе притиска у kN и подужне и попречне деформације добијене мерним тракама у %. Резултати су приказани за сваку мерну траку посебно, без њиховог упросечавања, како би се лакше уочиле разлике у понашању пресека ван и на месту отвора за различите случајеве њихових величина и положаја.

Зависност силе и подужне деформације приказана је на сликама 3.11-3.14, а зависност силе и попречне деформације даље на сликама 3.15-3.18.

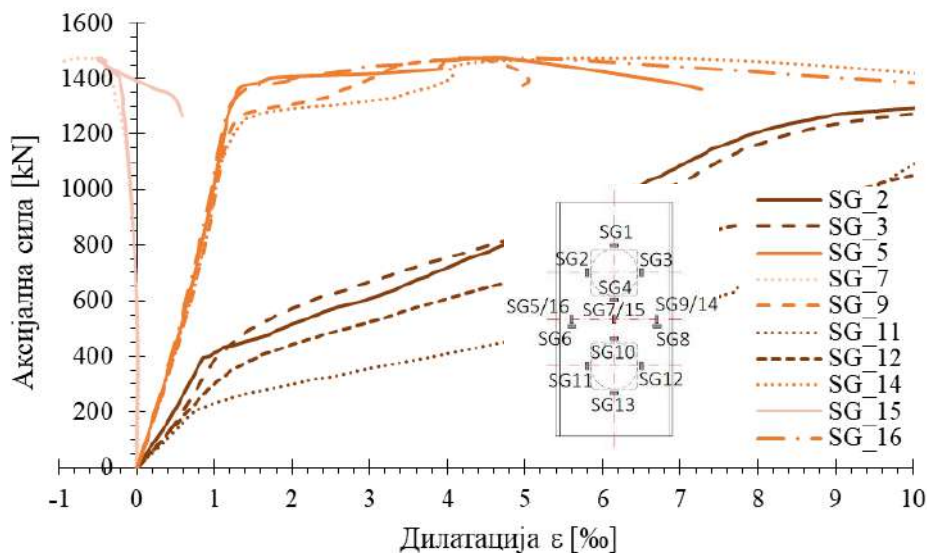


Слика 3.11 Аксијална сила-подужна дилатација за узорак ICO1x200

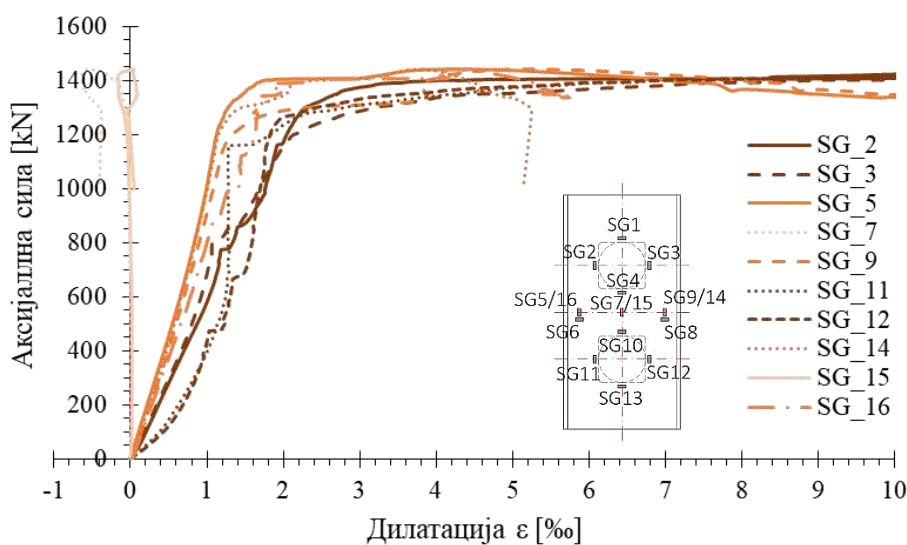


Слика 3.12 Аксијална сила-подужна дилатација за узорак ISO1x200

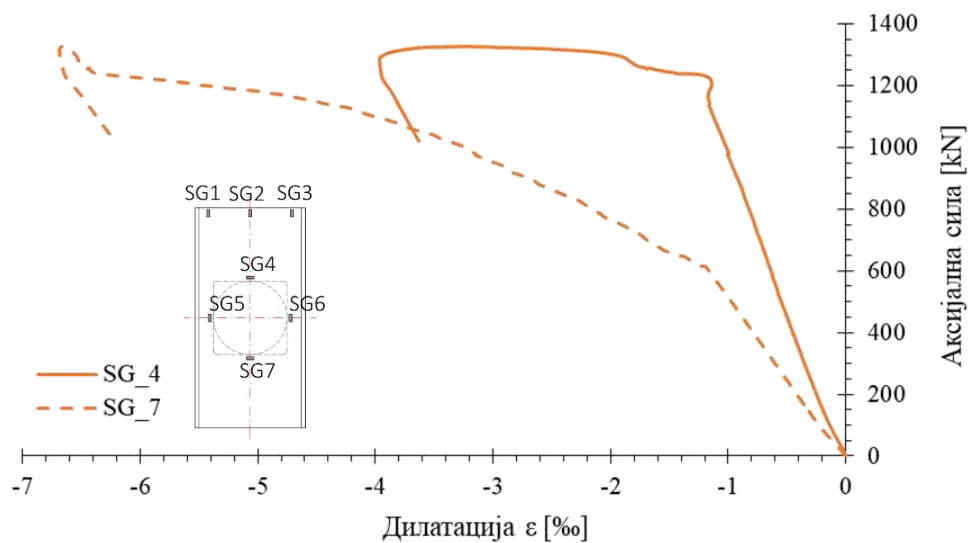




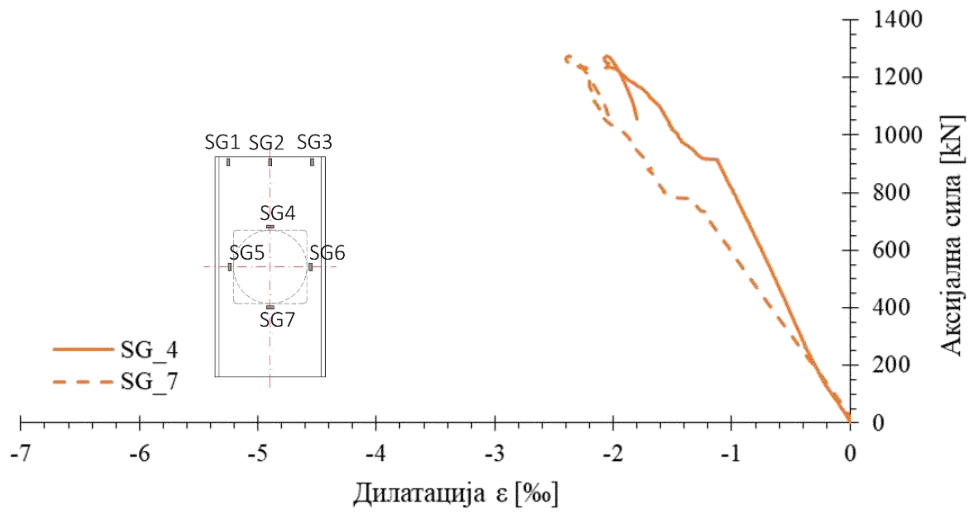
Слика 3.13 Аксијална сила-подужна дилатација за узорак ICO2x120



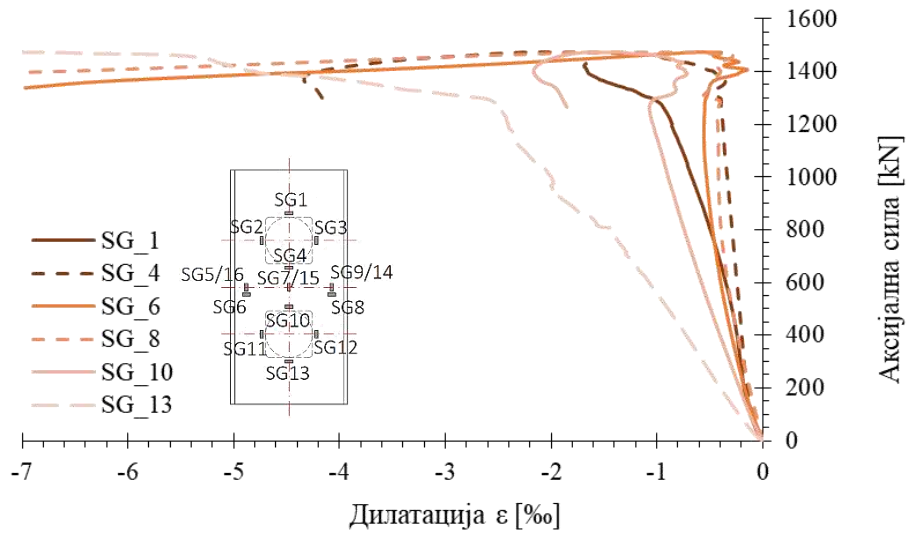
Слика 3.14 Аксијална сила-подужна дилатација за узорак ISO2x120



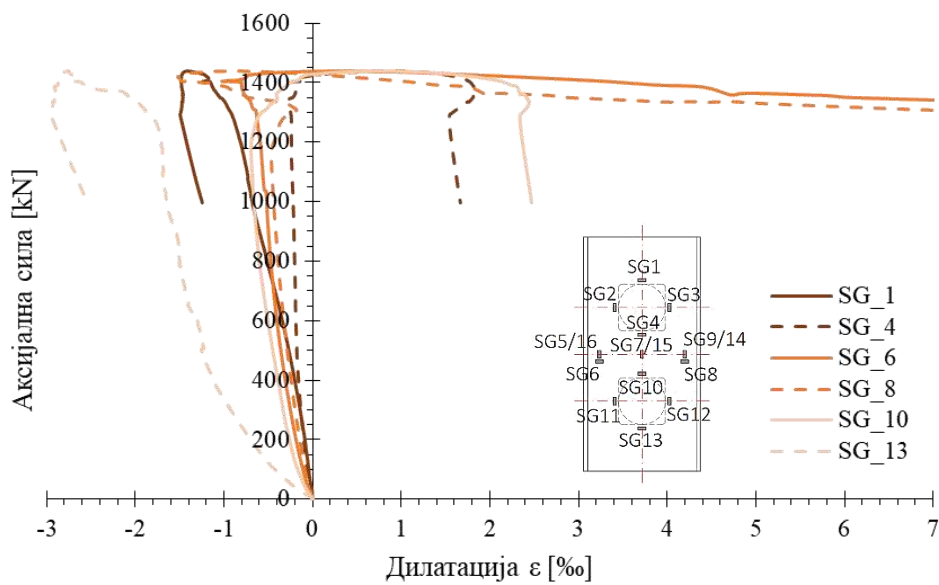
Слика 3.15 Аксијална сила-попечна дилатација за узорак ICO1x200



Слика 3.16 Аксијална сила-попречна дилатација за узорак ISO1x200



Слика 3.17 Аксијална сила-попречна дилатација за узорак ISO2x120



Слика 3.18 Аксијална сила-попречна дилатација за узорак ISO2x120

### 3.5 ДИСКУСИЈА ЕКСПЕРИМЕНТАЛНИХ РЕЗУЛТАТА

Гранична носивост узорака ICO1x200 и ISO1x200, са једним отвором у ребру, праћена је интеракцијом избочавања ножица и ребра попречног пресека, при чему су деформације савијања (избочавања) ножица веће и локализоване у средини висине елемента, тј. зони централног отвора. Расподела деформација савијања препуста ножица су симетричне једна у односу на другу. Ребро пресека скоро да је остало потпуно равно, а углови између фланши и ребра остали су непромењени. (Видети слике 3.8а, 3.8б и 3.10)

Гранична носивост узорака ICO2x120 и ISO2x120, са два отвора у ребру такође је праћена интеракцијом избочавања ножица и ребра попречног пресека, при чему су деформације савијања (избочавања) ребра у зони између отвора веће (видети слику 3.9). Уочавају се две таласне деформације дуж ножица. Расподеле деформација на препустима сваке појединачне ножице узорака ICO2x120 и ISO2x120 су асиметричне („смакнуте“) једна у односу на другу, тј конвексна деформација на једном крају ножице одговара конкавној на другом крају исте ножице. На срединама отвора могу се уочити превојне равни.

Резултати испитивања јасно показују да је ангажовање ребра у носивости узорака ICO1 и ISO1 занемарљиво у односу на ножице, услед постојања великог отвора на средини дужине елемента (примарну улогу у пријему оптерећења имају ножице пресека). Изглед деформисаног облика узорака ICO2x120 и ISO2x120 додатно је наглашен на слици 3.9.

Прегледом дијаграма на сликама 3.11 и 3.13, код узорака са кружним отворима, ICO1x200 и ICO2x120, уочава се велика разлика у иницијалној крутости између пресека на месту отвора и пресеку изван отвора. Слике 3.17 и 3.18 показују различит знак попречне деформације за узорке са два отвора ICO2x120 и ISO2x120. Разлог томе јесте страна на којој су мерне траке постављене што у овом случају доводи до промене знака, имајући у виду деформацију ребра и јасан положај мерних трака приказаној на сликама 3.8в и 3.8г.

Прегледом табеле 3.3 могу се дати следећи коментари:

- Граничне носивости узорака са једним отвором су мање од граничних носивости узорака са два отвора;
- Граничне носивости узорака са кружним отворима су веће од граничних носивости узорака са еквивалентним квадратним отвором (у опсегу до 5%);
- Локално избочавање свих испитаних узорака догодило се на граници између еластичне и пластичне области напрезања.

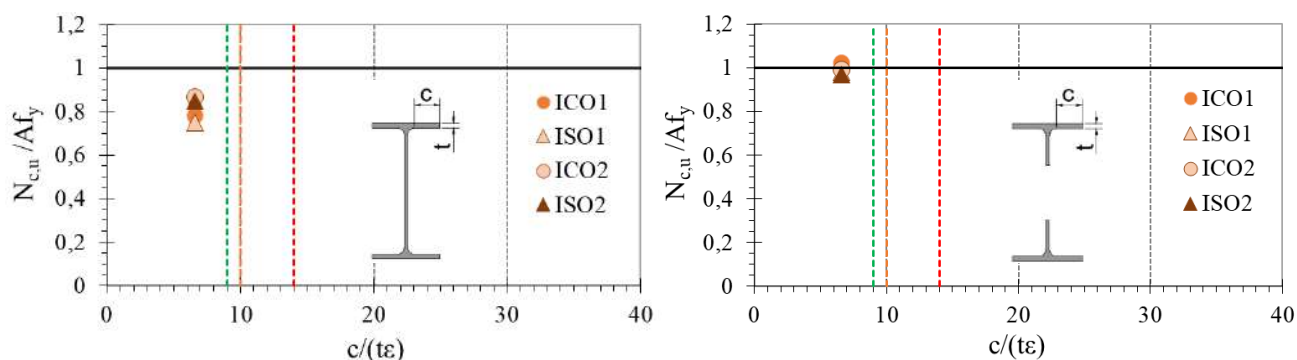
## 4. ОЦЕНА ПРЕДИКТИВНИХ МЕТОДА ЗА ПРОЦЕНУ НОСИВОСТИ ПРЕСЕКА ОСЛАБЉЕНИХ ОТВОРИМА ОПТЕРЕЂЕНИМ НА ПРИТИСАК

На основу експерименталних резултата, најпре је урађена процена тачности деформационог капацитета попречног пресека према нацрту новог европског стандарда prEN 1993-1-13 [1] кроз анализу утицаја отвора на ребру на виткост појединачних делова попречног пресека (ребра и ножице). Поред разматрања прорачуна дефинисаног у европском стандарду, а који се заснива на методи ефективне ширине, спроведена је и квантитативна процена прорачуна дата у америчком стандарду AISI S100-16 [2] заснована на DSM методи и процену прорачуна CSM методом [20,21].

Алгоритми поменутих прорачуна детаљно су објашњени у поглављу 2.4. У оквиру овог поглавља (поглавља 4) приказана је обрада добијених резултата, резултати компаративне анализе и изведени закључци, а који се тичу поузданости примене наведених метода на пример централно притиснутог елемента врућеваљаног попречног пресека са отворима у ребру.

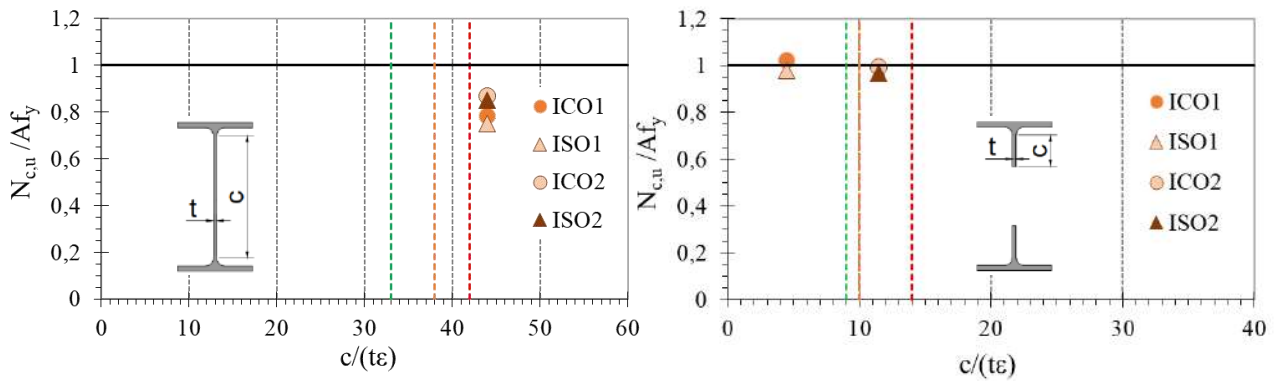
### 4.1 НОСИВОСТ ПРЕСЕКА ПРЕМА prEN 1993-1-13 [1]

На слици 4.1 дато је поређење виткости конзонних и унутрашњих делова попречног пресека са граничном вредношћу за класе 1 (зелена линија), 2 (наранџаста линија) и 3 (црвена линија) при чистом притиску према prEN 1993-1-13 [1]. На приложеним дијаграмима, гранична сила добијена експерименталним испитивањем је нормирана вредношћу која представља производ одговарајуће површине попречног пресека и границе развлачења испитаног челика. Дијаграми су дати посебно за пресек на месту отвора и пресек ван отвора, за конзолне (ножице) и унутрашње делове (ребро) попречног пресека. На месту отвора, и ножице и ребро се класификују као конзолни, а површина која се узима за нормирање граничне силе једнака је површини два Т-елемента. На месту ван отвора, површина која се узима за нормирање граничне силе једнака је бруто површини анализираниог попречног пресека.



(a) Конзолни део – ножице ван зоне отвора

(б) Конзолни део – ножице на месту отвора



(в) Унутрашњи део – ребро ван зоне отвора

(з) Конзолни део – ребро на месту отвора

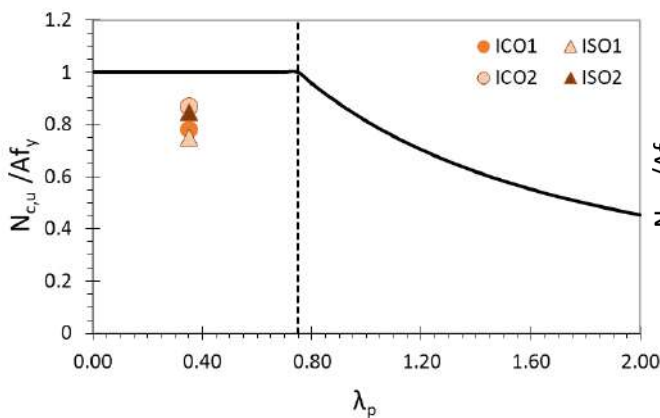
Слика 4.1 Гранична виткост при чистом притиску према prEN 1993-1-13 [1]

На сликама 4.1а и 4.1б се може видети да су резултати који се односе на фланше попречног пресека сконцентрисани на повољнијој страни дијаграма, у опсегу граничне виткости за класу 1. Резултати који се односе на ребро пресека ван отвора (слика 4.1в), одговарају експерименталним подацима у погледу деформационог капацитета. Разматрајући ребро на месту отвора, тј. слику 4.1г, уочава се да су резултати узорака са једним отвором у повољном делу дијаграма, док се резултати узорака са два отвора налазе између граничних вредности за калсе 1 и 2.

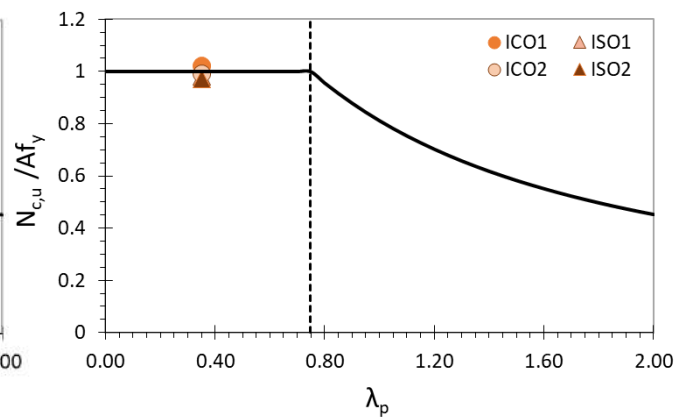
У табели 3.4 су назначене класе елемената попречног пресека према EN 1993-1-1 [17] за случај када нема отвора и према prEN 1993-1-13 [1] када су отвори у ребру присутни, а у циљу сагледавања утицаја отвора на ефективност ножица и ребра.

Табела 3.4 Класификација елемената попречног пресека према prEN 1993-1-13 [1]

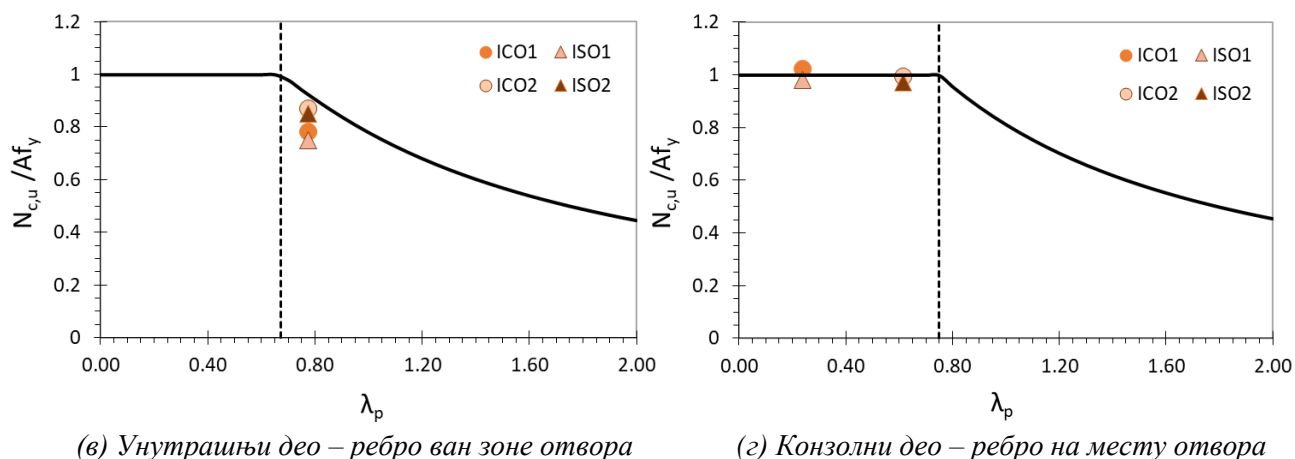
пресек	ребро		ножице	
	Ван зоне отвора	У зони отвора	Ван зоне отвора	У зони отвора
ICO1x200, ISO1x200	K4	K1	K1	K1
ICO2x120, ISO2x120	K4	K3	K1	K1
Без отвора	K4		K1	



(а) Конзолни део – ножице ван зоне отвора



(б) Конзолни део – ножице на месту отвора



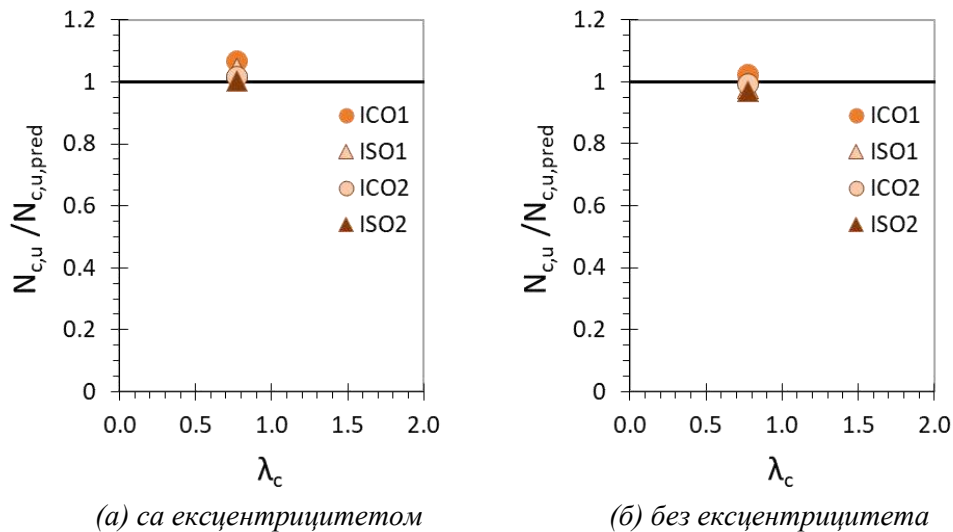
Слика 4.2 Процена методе ефективне ширине за централно притиснуте елементе према EN 1993-1-1 [17]

На слици 4.2 гранична сила нормализована је по истом принципу као у претходном случају, а приказана је у функцији релативне виткости  $\lambda_p$ , посебно за конзолне и унутрашње елементе као и посебно за пресеке на месту и изван отвора, као на слици 4.1. Добијене вредности поређене су са емпиријском кривом дефинисаном стандардом prEN 1993-1-13 [1], односно EN 1993-1-1.

Приликом примене стандарда prEN 1993-1-13 [1], носивост попречног пресека срачуната је за случај конзервативне вредности ексцентрицитета аксијалне силе (слика 4.3а) и за случај када је ексцентрицитет једнак нули (слика 4.3б). Оправдање лежи у природи ексцентрицитета које је дефинисано као последица угиба услед гравитационог оптерећења. С друге стране, идеални централни притисак као такав не постоји, те узимањем ексцентрицитета остајемо на страни сигурности. Носивости добијене на ова два начина упоређене су на слици 4.3, где је  $N_{c,u}$  експериментална носивост попречног пресека,  $N_{c,u,pred}$  носивост срачунаат према prEN 1993-1-13 [1] и  $\lambda_c$  виткост попречног пресека. За виткост попречног пресека усвојена је вредност највиткијег елемента између фланши пресека, ребра ван отвора и ребра на месту отвора пресека.

У случају занемарења ексцентрицитета у изразу том том, носивост пресека ослабљеног отворима идентички је једнака двострукој носивости Т-елемента на извијање у равни ребра, односно носивости на флексионо извијање око главне хоризонталне осе разматраног Т-пресека.

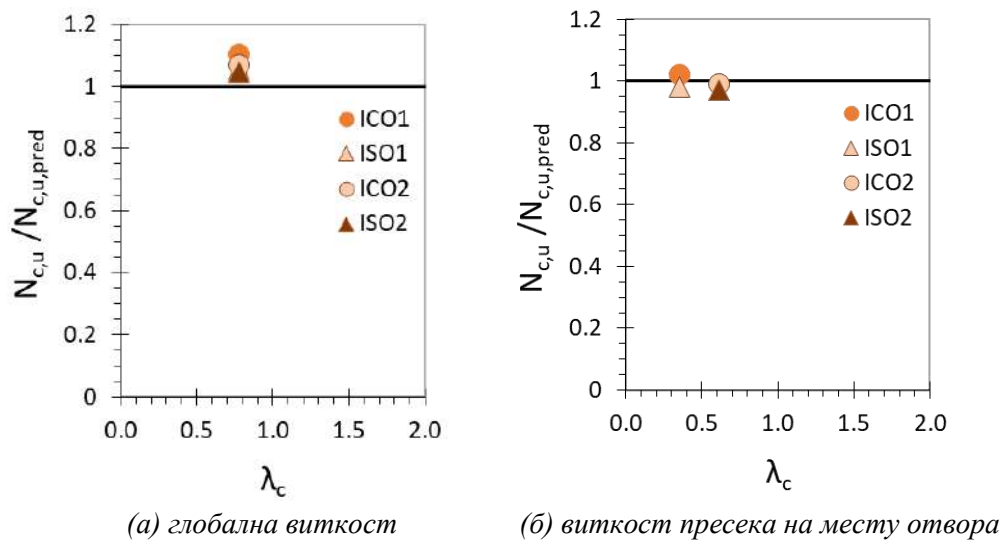
Прегледом дијаграма на слици 4.3, уочавамо да однос стварне носивости и носивости процењене применом prEN 1993-1-13 [1] има вредности блиске јединици за сва четири узорка, без обзира да ли је ексцентрицитет узет у обзир или не, што сведочи о поузданости овог приступа.



Слика 4.3 Носивост попречног пресека на центрични притисак према prEN 1993-1-13 [1]

#### 4.2 НОСИВОСТ ПРЕСЕКА ПРЕМА МЕТОДИ CSM [20,21]

У случају примене CSM методе [20,21], разматрана су такође два случаја. У поглављу 2.4 виткост  $\lambda_p$  дефинисана је као вредност која одговара највиткијем елементу попречног пресека. Узимајући виткост која одговара највиткијем елементу, при чему су разматрани сви елементи пресека на месту отвора и изван отвора добијају се резултати приказани ан слици 4.4а. Може се уочити да су резултати на већој страни сигурности и да је овај приступ на овако дефинисан начин нешто конзервативнији. Како одредбама ове методе није назначено шта радити у случају отвора у ребру носача, поставља се питање да ли другачија процена виткости елемента доводи до повољнијих резултата. У другој итерацији, за  $\lambda_p$  узета је вредност највиткијег елемента попречног пресека, али посматраног само на месту отвора (слика 4.4б). Тако класификован попречни пресек према CSM методи [20,21] даје бољу процену носивости. Оба решења добијена су узимањем у обзир нето површине пресека.

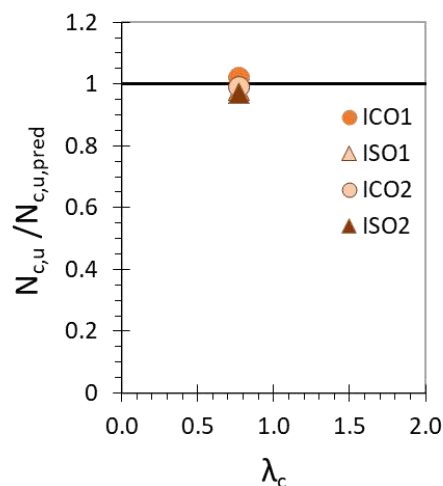


Слика 4.4 Носивост попречног пресека према CSM методи



### 4.3 НОСИВОСТ ПРЕСЕКА ПРЕМА AISI S100-16 [2] (DSM)

За разлику од претходно наведених принципа, у AISI S100-16 [2] постоје јасне одредбе које се односе на процену носивости притиснутих елемената са отворима у ребру. Применом дефинисаних формула, објашњених у поглављу 2.4, срачунате су носивости пресека и упоређене са експерименталним резултатима. Поређење резултата приказано је на слици 4.5 у истом маниру као и до сад.



Слика 4.5 Носивост попречног пресека према DSM методи дефинисаног у AISI S100-16 [2]

Прегледом слике 4.5 може се закључити да, иако изворно направљен за примену на хладнообликоване елементе, стандард AISI S100-16 [2] даје добру процену носивости и у случају врућеваљаних прифила.

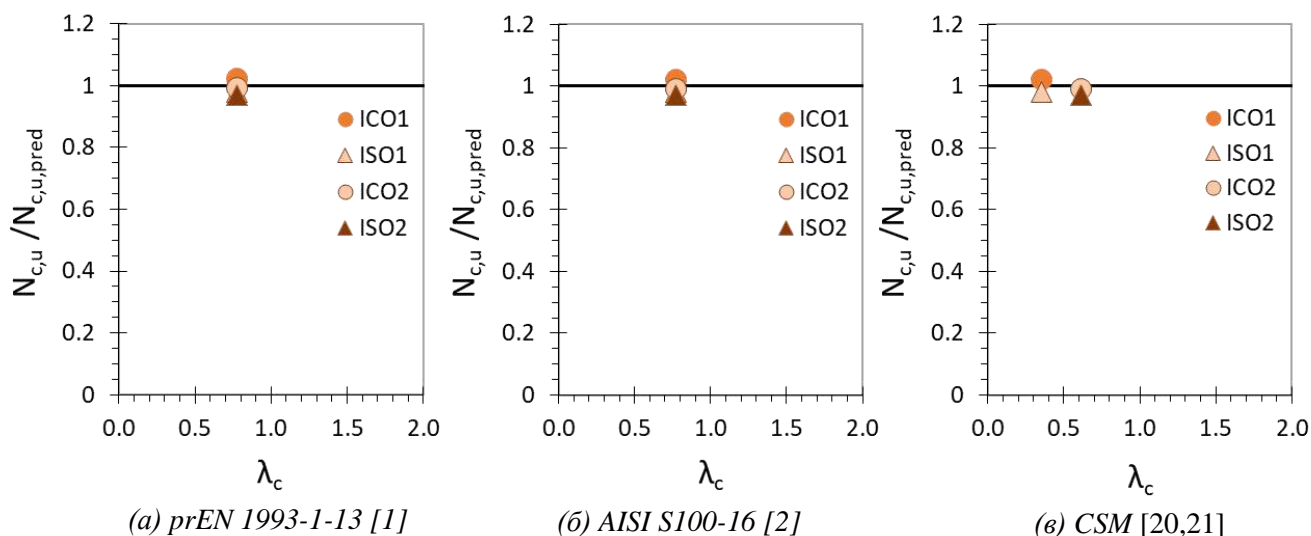
### 4.4 КОМПАРАТИВНА АНАЛИЗА И ДИСКУСИЈА РЕЗУЛТАТА

Компаративна анализа метода датим у стандардима prEN 1993-1-13 [1] и AISI S100-16 [2] и CSM методе спроведена је у циљу процене тачности постојећих принципа (дефинисаних у оквиру prEN 1993-1-13 [1], AISI S100-16 [2] и CSM методе [20,21]) на одређивање класе, и на даље носивости попречног пресека услед аксијалног притиска. На слици 4.6 приказано је поређење очекиване носивости срачунате према prEN 1993-1-13 [1], AISI S100-16 [2] и CSM [20,21] са експерименталним вредностима носивости испитаних кратких стубова, где је  $N_{c,u}$  експериментална носивост попречног пресека,  $N_{c,u,pred}$  рачунска носивост попречног пресека према разматраном стандарду и  $\lambda_c$  виткост попречног пресека.

Разматрањем резултата приказаних на слици 4.6 уочавају се прилично подударна решења добијена на три различита начина. При чему треба нагласити да носивости добијене у том случају одговарају производу напона на граници развлачења и нето површини пресека на месту отвора. Може се уочити да смањење величине отвора доводи до процењене веће носивости него што то реално јесте, те се поставља питање која је доња, тј. горња граница величине отвора за које ће ове методе давати поуздане резултате. Такође, код примене све три методе, однос стварне и процењене носивости је увек мањи у случају правоугаоних отвора (слика 4.6). Дакле, ни једна метода не препознаје утицај облика отвора на граничну носивост пресека. Носивости добијене за кружне и еквивалентне квадратне су истих



вредности, што за последицу има нешто непозданију процену за случај правоугаоних отвора чија је носивост реално мања.



Слика 4.6 Поређење рачунске и експерименталне носивости попречног пресека у функцији његове виткости

Ради боље прегледности резултата, дата је табела 4.1 која приказује јасно назначене вредности одступања стварних и рачунских носивости приказаних на сликама 4.3-4.6.

Табела 4.1 Поређење експерименталне и рачунске носивости

	$N_{c,u} / N_{c,u,pred}$				
	<b>prEN 1993-1-13</b>		<b>AISI S100-16</b>	<b>CSM</b>	
	са ексцентрицитетом	без ексцентрицитета		Глобална виткост	Виткост пресека на месту отвора
ICO1x200	1.07	1.02	1.02	1.10	1.02
ISO1x200	1.04	0.98	0.98	1.06	0.98
ICO2x120	1.02	0.99	0.99	1.07	0.99
ISO2x120	1.00	0.97	0.97	1.05	0.97
Средња вредност	1.03	0.99	0.99	1.07	0.99

У табели 4.1 јасно се уочава примењивост све три разматране методе на предикцију граничне носивости притиснутих елемената са отворима у ребру. AISI S100-16 [2] у свом изворном облику даје добру процену носивости ових носача. prEn 1993-1-13 [1] и прорачун према CSM методе [20,21] дали су исте резултате, али уз одговарајуће усвојене претпоставке. Чак и без усвајања претпоставки, носивост прорачуната одредбама европског стандарда и CSM методе [20,21] даје резултате који су више на страни сигурности, али у неким случајевима и до 10% због чега се поставља питање економичности њихове примене као такве.

Ипак њихова примењивост на попречне пресеке различитих виткости и у случајевима различитих односа виткости елемената на местима отвора и ван отвора може се проценити тек након опсежне параметарске анализе.

## 5. НУМЕРИЧКА АНАЛИЗА ПРИМЕНОМ МЕТОДЕ КОНАЧНИХ ЕЛЕМЕНАТА

У овом поглављу објашњено је формирање нумеричких модела који на адекватан начин симулирају спроведене опите. При томе, у обзир су узете геометријске имперфекције дефинисане на основу анализе карактеристичних облика извијања и имплементиран је реални материјални модел добијен из стандардног опита на затезање, а који је од круцијалног значаја за описивање понашања елемената у еластичној или пластичној области напрезања. Извршени експерименти служили су за калибрацију и потврђивање нумеричких модела.

Нумеричка симулација експеримената рађена је у софтверу *ABAQUS CAE*.

### 5.1 ОПИС НУМЕРИЧКИХ МОДЕЛА

За сваки од узорака формирана су два идентична модела, а на којима су спроведене две различите анализе:

- 1) Модел за линеарну анализу сопствених облика извијања
- 2) Модел за одређивање носивости кратког стуба на центрични притисак

На првом моделу спроведена је *LBA (linear buckling analysis)* анализа, заснована на *Oiler*-овој линеарно - еластичној теорији извијања. Као резултат добија се вредност критичне еластичне силе извијања као и карактеристични сопствени облици извијања. Деформисани облик добијен овом анализом коришћен је у другом моделу за дефинисање почетних геометријских имперфекција.

Други модел коришћен је за спровођење статичке нелинеарне материјалне и геометријске анализе - *Riks* методе. Овај модел има за циљ симулацију експеримената, односно симулацију понашања центрично притиснутих кратких стубова са отворима у ребру.

#### 5.1.1 Формирање геометријског и материјалног модела

За формирање геометријског модела коришћени су *solid* елементи. Отвори у ребру стубова су формирану уз помоћ опције *Create Cut:Extrude*.

За потребе дефинисања материјалног модела коришћени су резултати стандардног опита на затезање, описаног у поглављу 3.1. Материјал је дефинисан као еластопластичан, чије се понашање у почетном (линеарном) делу описује модулом еластичности од 210GPa. Понашање елемената у пластичној области напрезања дефинисано је стварном кривом напон-дилатација (*true strength-strain*), а која је добијена модификацијом вредности добијених експериментом према изразима (5.1) и (5.2). На слици 5.1 приказане су експериментална и стварна крива напон-дилатација.

$$\sigma_{true} = \sigma_{nom}(1 + \varepsilon_{nom}) \quad (5.1)$$

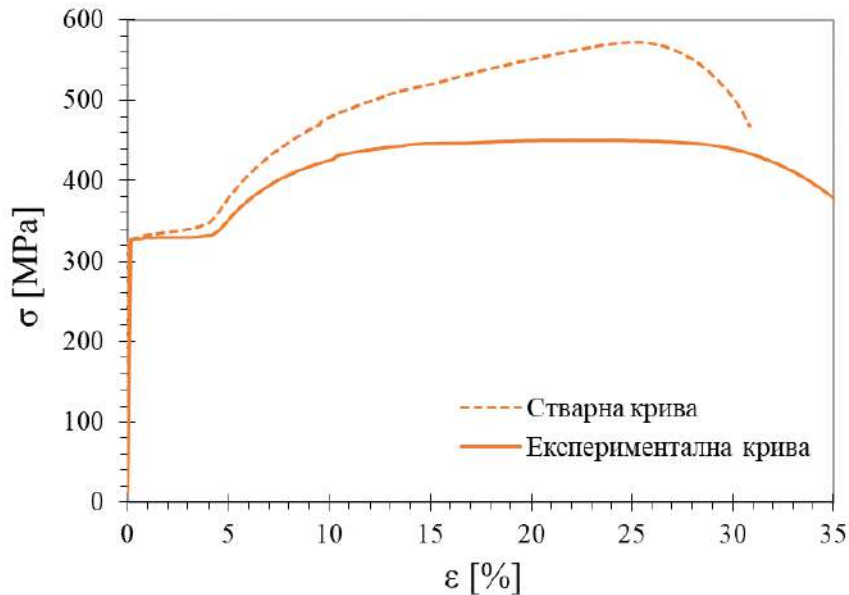
$$\varepsilon_{true} = \ln(1 + \varepsilon_{nom}) - \frac{\sigma_{true}}{E} \quad (5.2)$$

где су:

$\sigma_{nom}$  и  $\varepsilon_{nom}$  – номиналне (експерименталне) вредности напона и дилатација, респективно

$\sigma_{true}$  и  $\varepsilon_{true}$  – стварне вредности напона и дилатација, респективно

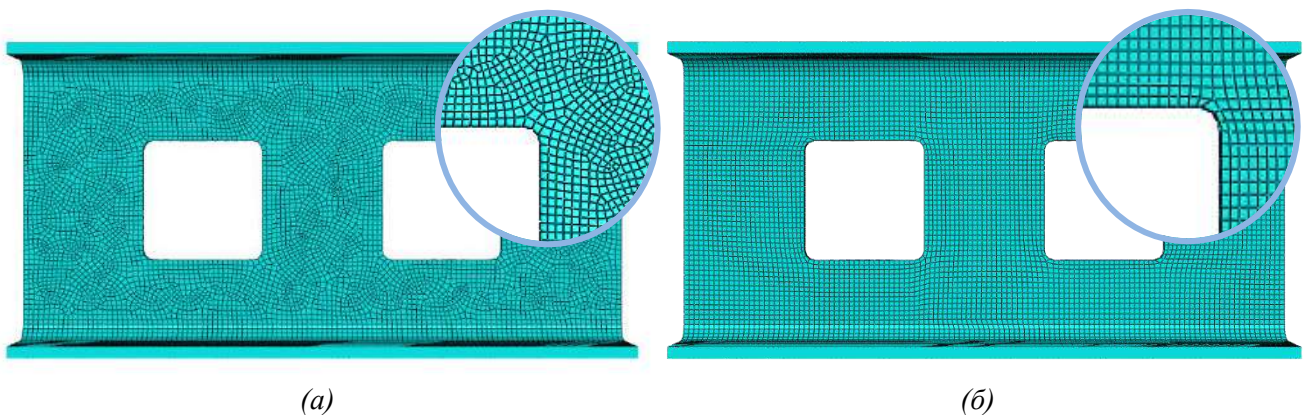
$E$  – модул еластичности челика,  $E = 210\text{GPa}$



Слика 5.1 Стварни и експериментални  $\sigma$ - $\varepsilon$  дијаграм

### 5.1.2 Мрежа коначних елемената и гранични услови

Да би мрежа коначних елемената могла да се генерише, потребно је превасходно разделити елемент на мање целине уз помоћ опције *Partition Cell* при чему се добијају следећи делови: конзолни делови ножица до заобљења, чиста висина ребра (без заобљења) и преостали делови. На делу ребра, због постојања отвора, потребно је применити другачији начин генерисања мреже уз помоћ опције *Assign Mesh Controls – Sweep – Medial Axis*.



Слика 5.2 Мрежа  $KE$  (а) без и (б) са опцијом *Sweep – Medial Axis*

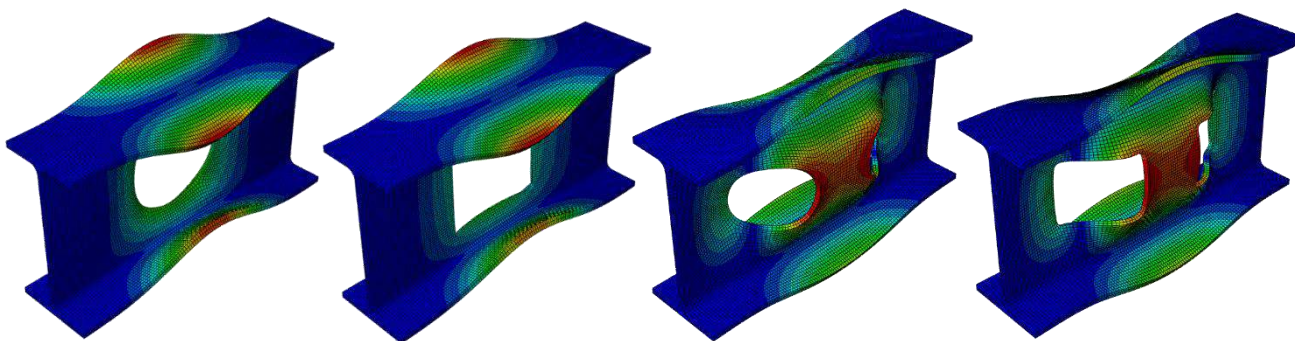
За величину коначног елемента усвојена је димензија 5 mm. Треба напоменути да је кроз неколико итерација мрежа прогушћена и глобално и само око отвора, као и у различитим

варијантама у погледу величине површине око отвора на којој је мрежа прогушћена, али да при томе није дошло до значајне промене резултата, те је поменута вредност задржана имајући у виду оптерећивање модела.

Гранични услови одговарају обострано укљештену елементу, а подразумевају спречена сва померања и ротације изузев померања у правцу осе елемента на месту уноса силе. Ови услови су додељени референтним тачкама које су одређене као тежишта крајњих попречних пресека. Уз помоћ опције *Tie Constraints*, гранични услови који су задати референтним тачкама важиће за све тачке крајњих попречних пресека.

### 5.1.3 Почетне геометријске имперфекције

Као што је већ напоменуто, за потребе дефинисања почетних геометријских имперфекција, формиран је модел у коме је спроведена *LBA* анализа. У оквиру опције *Edit Keywords* другог модела, имплементирани су резултати претходно спроведене анализе дефинисањем жељеног тона и амплитуде у износу  $b/100$ , где је  $b$  ширина ножице профила.



Слика 5.3 Сопствени облици извијања за дефинисање почетне геометријске имперфекције

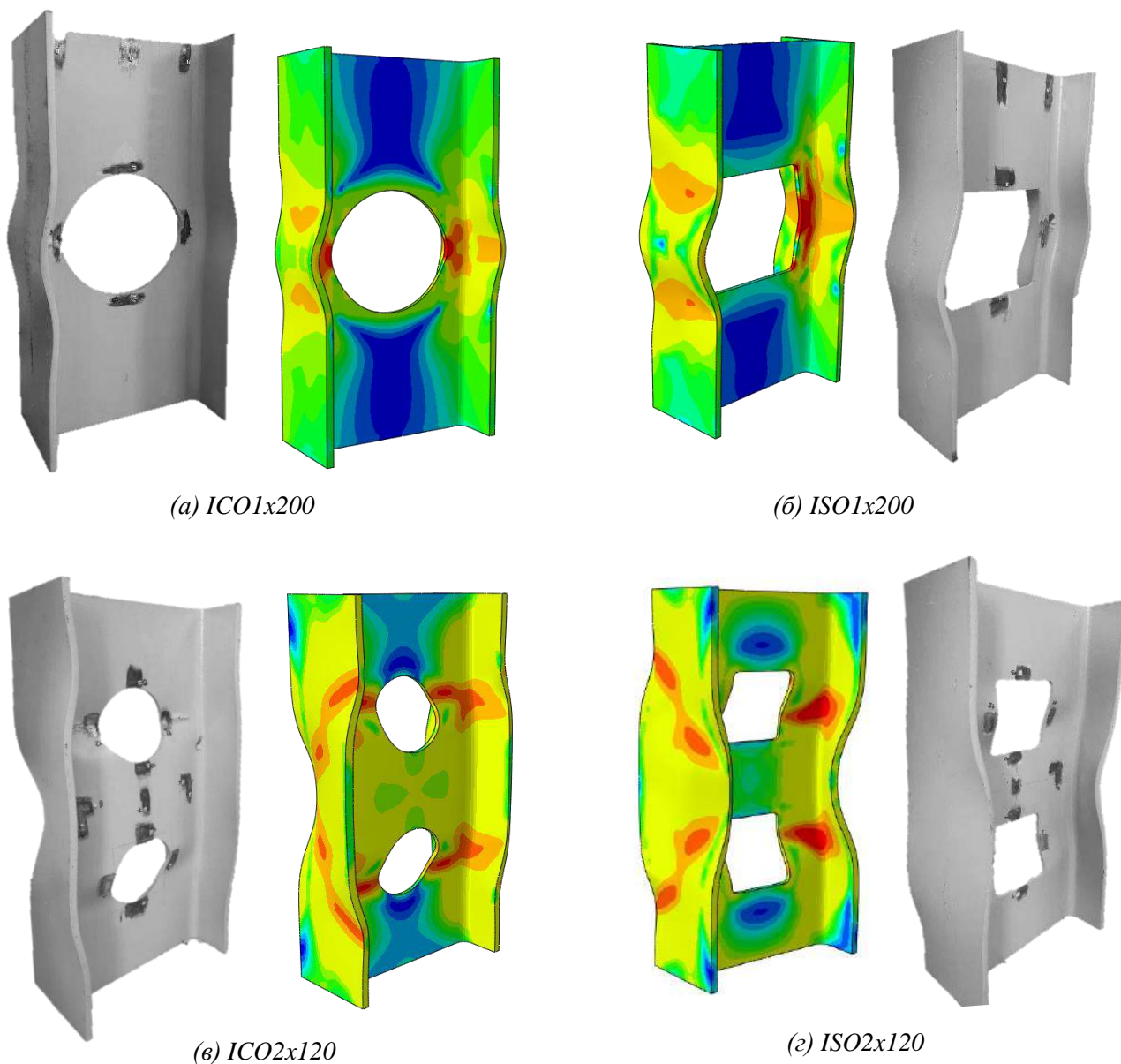
Сопствени облици извијања коришћени за имплементацију почетних геометријских имперфекција приказани су на слици 5.3. Тоновима при којима долази до деформације приказане на слици 5.3 нису исти за сваки од узорака, а изабрани су тако да се њиховим имплементирањем у модел који симулира експеримент, добија деформисани облик који на адекватан начин опонаша стварни. При том су коришћени тонови 1, 2, 4 и 5 за *ISO1x200*, *ISO1x200*, *ISO2x120* и *ISO2x120*, респективно.

Разматрајући резултате анализе спроведене на првом моделу (*LBA* анализе), може се уочити утицај отвора на виткост појединих делова попречног пресека. Наиме, познато је да се у случају *IPE* профила, услед великог односа  $H/B$ , прво избочава ребро. Посматрајући кратке стубове са једним отвором, уочава се да постојање отвора доводи до смањења виткости ребра и то у мери при којој ножице постају виткији елементи попречног пресека те се прве избочавају. Такође, може се истаћи да се идентички облици извијања не образују при истим тоновима у случају кружних и њима еквивалентних квадратних отвора.

## 5.2 РЕЗУЛТАТИ НУМЕРИЧКЕ АНАЛИЗЕ И ВАЛИДАЦИЈЕ

У циљу валидације формираних модела, вршено је поређење кључних резултата добијених нумеричком анализом и експерименталним испитивањима, као што је деформација узорака, вредност граничних сила, добијене криве сила-померање итд.

Поређење деформисаног облика приказано је на слици 5.4 за сваки од узорака. Може се видети да нумерички модел прилично добро опонаша деформацију узорака добијену експерименталним испитивањима. Приказана деформација одговара пост-граничном („*post buckling*“) оптерећењу.

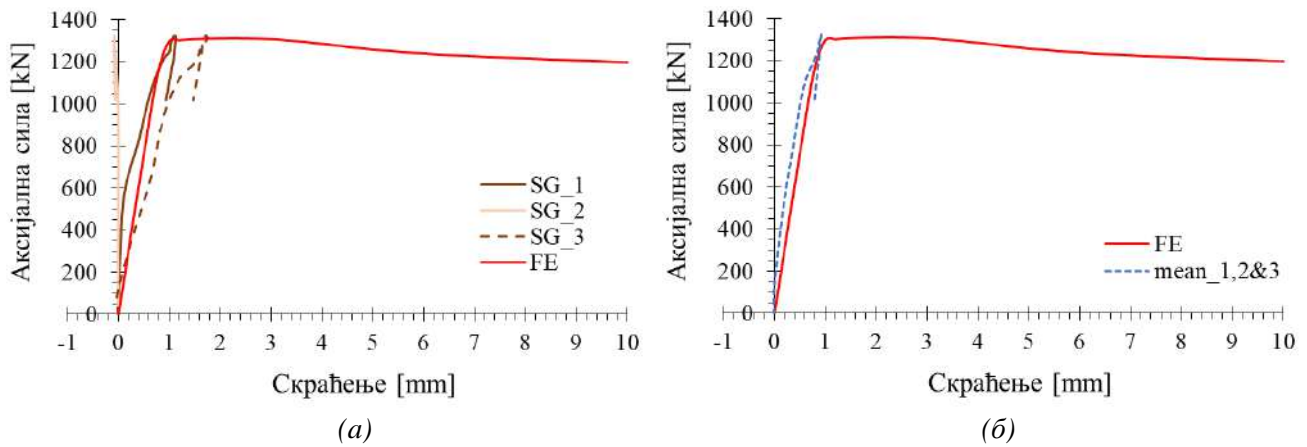


Слика 5.4 Поређење деформисаног облика експерименталног испитивања и нумеричке анализе

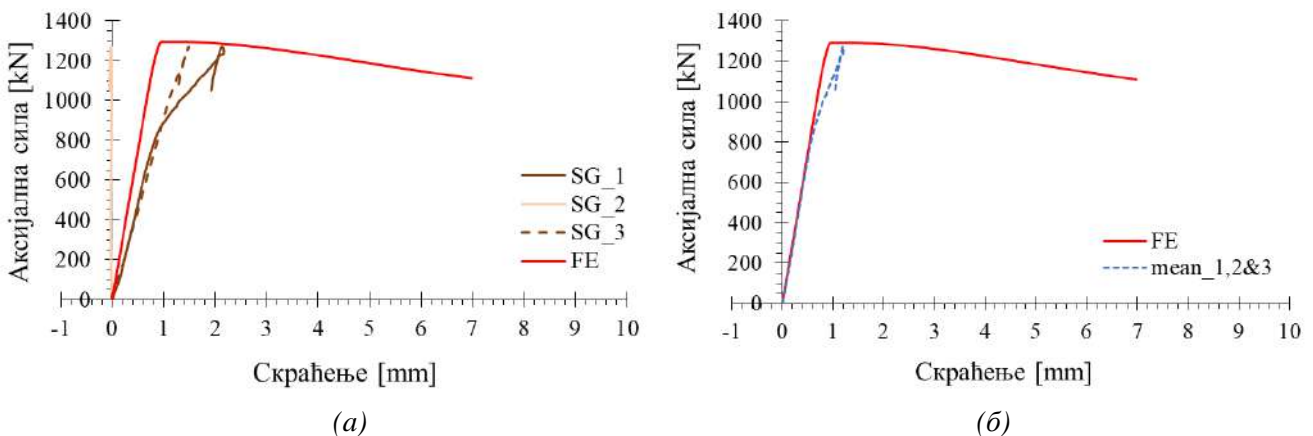
Код узорака са једним отвором, ICO1x200 и ISO1x200, где је ребро пресека остало практично недеформисано, изузев мањих деформација око отвора, резултати мерних трака 1,2 и 3, односно мерних трака изван отвора, могу се искористити за добијање чисте деформације



скраћења. Криве аксијална сила-скраћење узорка приказане су на сликама 5.5 и 5.6 за узорке ISO1x200 и ISO1x200, респективно. На сликама 5.5а и 5.6а дато је поређење резултата нумеричке анализе са резултатима појединачних мерних трака, док су на слиакма 5.5б и 5.6б резултати мерних трака упросечени.

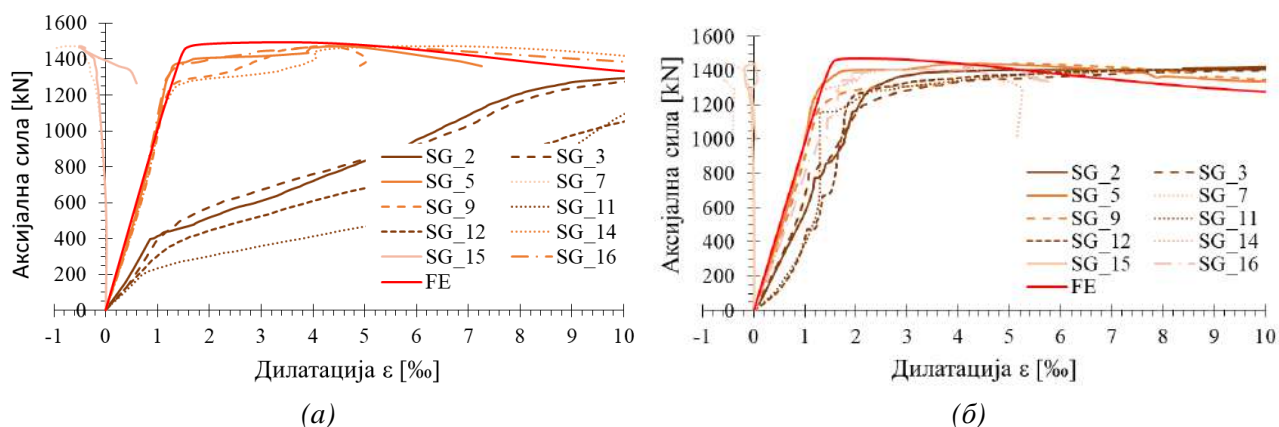


Слика 5.5 Поређење деформисаног облика експерименталног испитивања и нумеричке анализе за узорак ISO1x200



Слика 5.6 Поређење деформисаног облика експерименталног испитивања и нумеричке анализе за узорак ISO1x200

Код узорака са два отвора, ISO2x120 и ISO2x120, на местима положаја свих мерних трака дошло је до избочавања ребра пресека. У том случају, регистрована деформација не одговара чистој деформацији скраћења већ узима у обзир и деформацију избочавања. С друге стране, скраћење узорака добијено угивомерима не показује задовољавајућу иницијалну крутост, јер узима у обзир еластичну деформацију ослоначке плоче на које су постављени угивомери. Према томе, поређење резултата на начин као што је урађено на сликама 5.5 и 5.6 није релевантно. Скраћење узорака са два отвора добијено нумеричком анализом трансформисано је у дилатацију и тако добијена крива сила-дилатација је упоређена са резултатима забележеним мерним тракама (слика 5.7). Очекивана је мала разлика између нумерике и експеримента у погледу нагиба кривих, и то крива добијена нумеричком анализом би требало бити стрмија. Разлог томе лежи у чињеници да за исту вредност силе, мерне траке региструју деформацију скраћења и деформацију избочавања ребра, док нумеричка анализа приказује само деформацију скраћења.



Слика 5.7 Поређење деформисаног облика експерименталног испитивања и нумеричке анализе за узорак (а) ICO2x120 и (б) ISO2x120

Узрок поклапања кривих на слици 5.7 може бити већа претпостављена почетна геометријска имперфекција.

У табели 5.1 су дате вредности граничних носивости добијених експериментом и нумеричком анализом како би се још боље пружио увид у валидност формираних нумеричких модела. На основу приказаних резултата, може се закључити да је претпостављена амплитуда почетне имперфекције у износу  $b/100$ , где је  $b$  ширина ножице профила, дала задовољавајуће резултате.

Табела 5.1 Поређење експерименталне и нумеричке граничне носивости

	ICO1x200	ISO1x200	ICO2x120	ISO2x120
Експеримент	1327,7	1272,7	1474,2	1440,8
Нумерички модел	1306,2	1293,7	1492,1	1472,8
Одступање [%]	-1,7	1,6	1,2	2,2

Прегледом слика 5.4-5.7 и табеле 5.1 може се закључити да формирану нумерички модели поуздано симулирају извршене тестове.



## 6. ПРИМЕНА ЕВРОКОДА НА ДИМЕНЗИОНИСАЊЕ РАМОВСКЕ КОНСТРУКЦИЈЕ

До сад је акценат мастер рада био на научна, експериментална и нумеричка истраживања притиснутих пресека ослабљених отворима. Циљ овог поглавља јесте студија случаја и примена нацрта новог европског стандарда prEN 1993-1-13 [1] на моделирање и димензионисање реалне конструкције.

Данас су развијени програми намењени за анализу конструкција чији су конструктивни елементи ослабљени отворима. Често, набављање софтвера за потребе извршења неког посла није исплативо. Нова генерација Еврокода нуди дефинисан поступак за моделирање ослабљених носача у било ком комерцијалном програму. Идеја се заснива на аналогiji између понашања носача са отворима у ребру и *Vierendeel* носача. Треба напоменути да се одредбе новог Еврокода односе на носаче претежно оптерећеним на савијање уз ограничење силе притиска. Стога је као релевантан пример примене новог стандарда, а због своје честе употребе у пракси, изабрана рамовска конструкција са ослабљеним риглама.

### 6.1 ОСВРТ НА НОВИ ЕВРОКОД

Према prEN 1993-1-13 [1], гредни елементи чији је однос дужине и висине већи од 8, могу се моделирати као *Vierendeel* носачи на следећи начин:

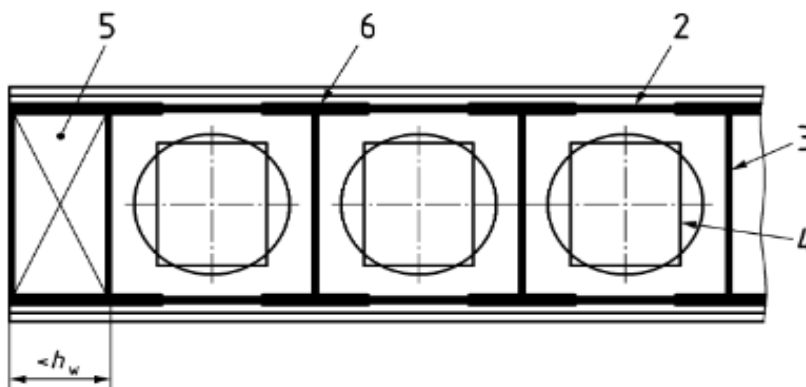
- Отворе на носачу треба превести у еквивалентне правоугаоне према табели 6.1

Табела 6.1 Димензије еквивалентних правоугаоних отвора [1]

Облик отвора	Дужина еквивалентног отвора $a_{eq}$	Висина еквивалентног отвора $h_{eq}$
Правоугаони	$a_0$	$h_0$
Кружни	$0,45 h_0$	$0,9 h_0$
Издужени	$a_0 - 0,55 h_0$	$0,9 h_0$
Шестоугаони	$b_0 - 0,55 h_0$	$h_0$
Синусоидални	$3a h_0 \leq 2b_s$ $a_{eq} = b_0 + 2b_s - 0,5h_0$	$h_0$
	$3a h_0 > 2b_s$ $a_{eq} = b_0 + b_s$	$h_0$

- Делове пресека на потезу испод и изнад отвора моделирати као линисјке елементе позициониране на месту тежишта Т-пресека еквивалентних правоугаоних отвора и то:
  - Део изнад отвора, означено бројем **2** на слици 6.1 (*chord*), са попречним пресеком кога чини Т-елемент на месту еквивалентног отвора
  - Део између отвора, означено бројем **6** на слици 6.1 (*chord with increased stiffness*), са попречним пресеком кога чине ножице и половина ребра дужине између еквивалентних отвора

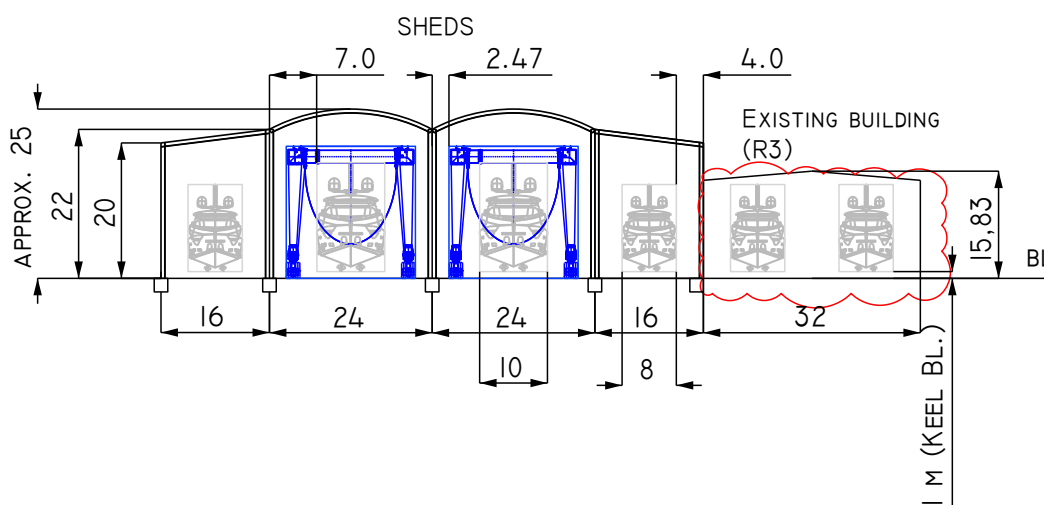
- Део ребра између два отвора, означено бројем **3** на слици 6.1 (*web post*), моделира се линијским елементом чији попречни одговара површини ребра између еквивалентних правоугаоних отвора:  $b \times h = (s - a_{eq}) \times t_w$
- Остатак ребра на крајевима, означено бројем **5** на слици 6.1 (*panel without opening*), моделира се спреговима попречног пресека чија је површина једнака половини површине чисте висине ребра:  $b \times h = d \times t_w$



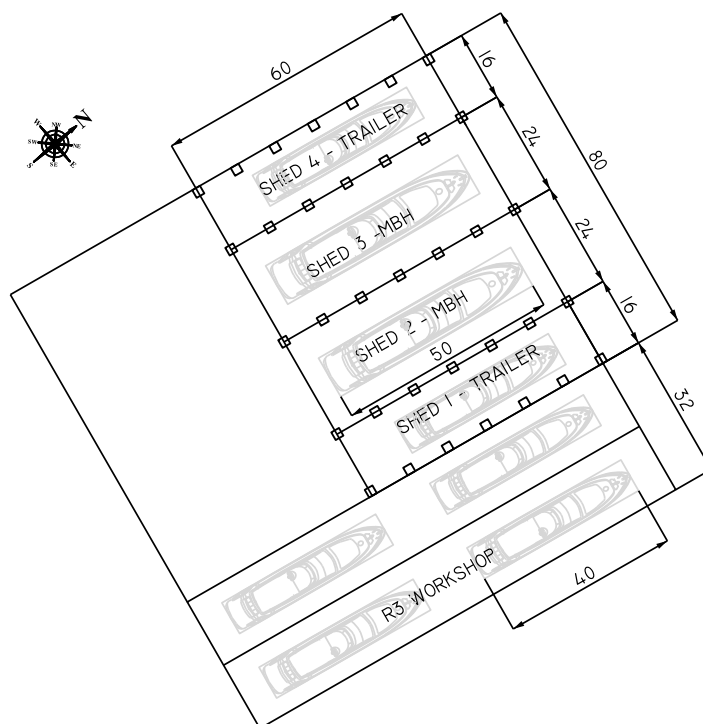
Слика 6.1 Vierendeel модел греде са отворима [1]

## 6.2 ТЕХНИЧКИ ОПИС КОНСТРУКЦИЈЕ

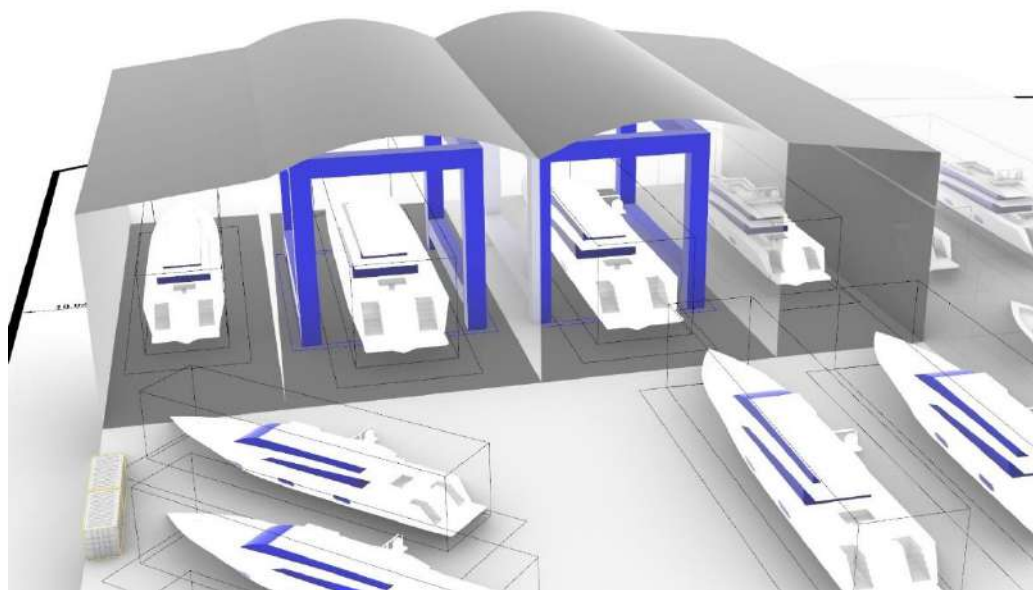
Разматрани објекат јесте привремена четворобродна хала за складиштење јахти која се предвиђа као додатак уз постојећи објекат, а који је смештен на источном делу Јадранског мора. Предвиђено је да објекти буду дилатирани, тако да ће се надаље нови објекат разматрати засебно. Укупни габарит конструкције износи 80x60 m. Димензије унутрашњих делова четворобродне хале јесу по 24x60 m, а спољашњих по 16x60 m. Крајњи стубови су висине 20 m, а унутрашњи 22 m. Највиша кота конструкције износи + 25.0 m и представља врх цилиндричног крова између унутрашњих стубова. На преосталом делу конструкције кров је предвиђен као кос.



Слика 6.2 Поглед спреда - архитектура



Слика 6.3 Поглед одозго-архитектура



Слика 6.4 3D изглед

Објекат се налази на локацији која је карактеристична по ветровима великих брзина, тзв. Бора ветрови. Максимална брзина ветра достиже вредност и до 40 m/s (144 km/h).

За конструктивни систем усвојен је рам са четири поља чији су стубови укљештени у темеље и ригле круто везане за стубове. Растер главне носеће конструкције усвојен је на 7.5 m. Предвиђено је постављање фасадних панела између сваког брода хале, и остављање предњег и задњег дела конструкције без калкана. Пошто је онемогућено постављање вертикалног спрега у калкану, конструкција се завршава и почиње истим носећим рамом. Фасадни

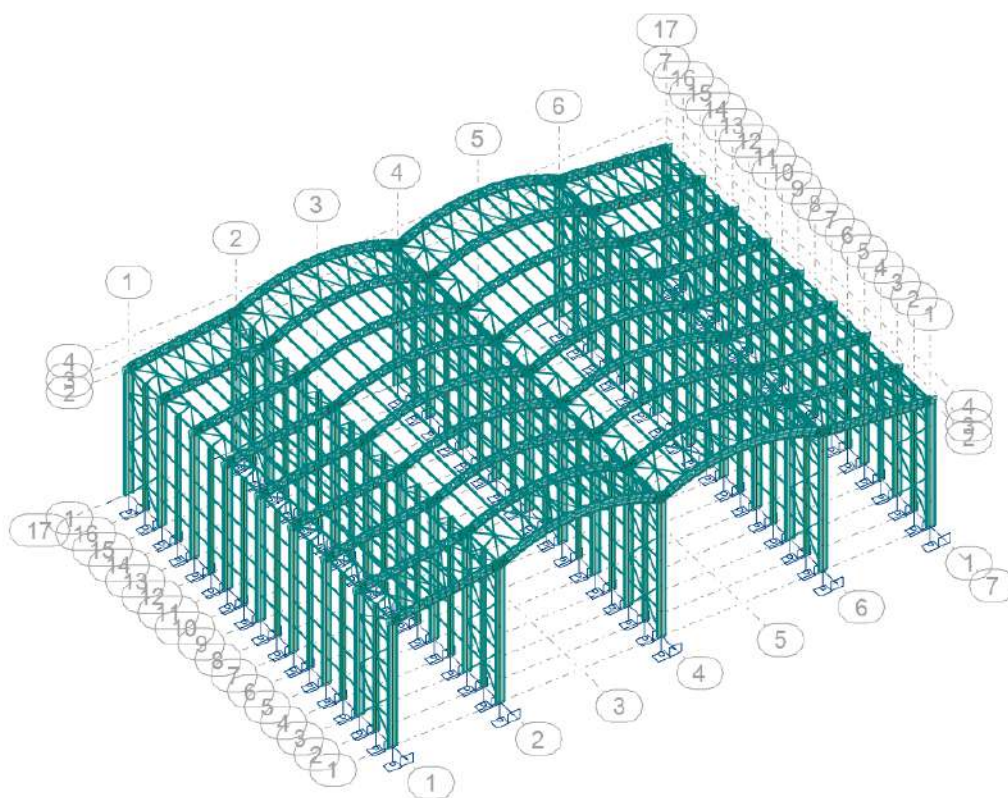
стубови за постављање вертикалних панела постављени су свуда између главних стубова (и у спољашњости и унутрашњости конструкције), а ригле су усвојене из услова да не дође до редукције носивости стубова услед глобалних проблема нестабилности као што су флексионо извијање око слабије осе и бочно-торзионо извијање.

На кровном носачу предвиђени су отвори на ребру усвојеног профила. Отвори су усвојени тако да се њихов положај не поклапа са местом уноса силе из рожњаче на главни рам, а тако да буду задовољени услови према новом Еврокоду који се тичу димезија и растојања отвора.

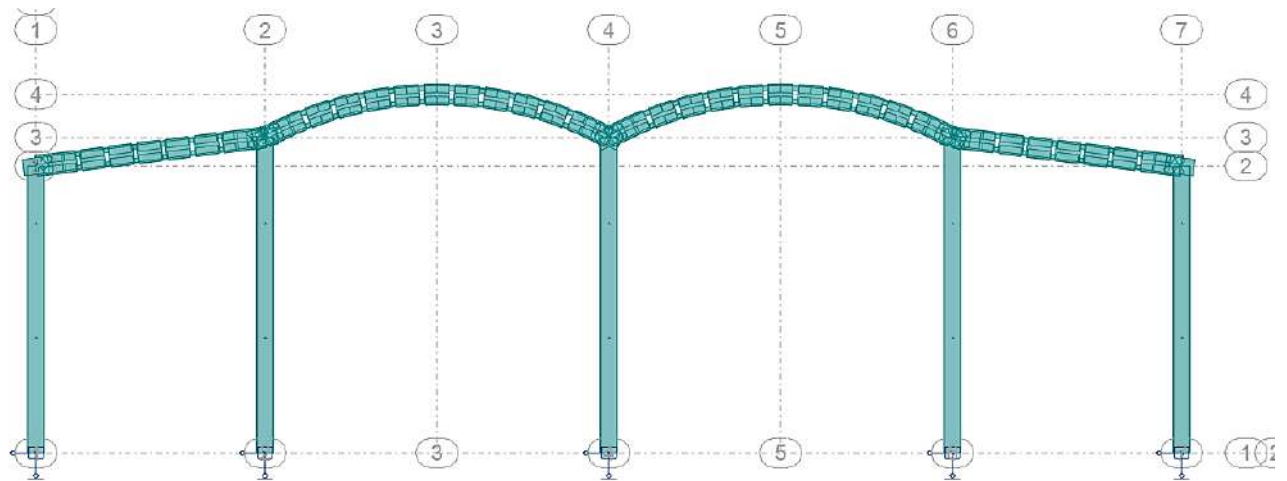
Материјал који је коришћен је челик класе S355.

Прорачунски модел конструкције формиран је у софтверу *Robot Structural Analysis Professional*. Елементи конструкције моделирани су као линијски. Оптерећење је сведено такође на метар дужни и као такво је унето на појединачне елементе без употребе *cladding* – а. Ригла носећег рама моделирана је као *Vierendeel* носач, на начин како је описано у поглављу 6.1.

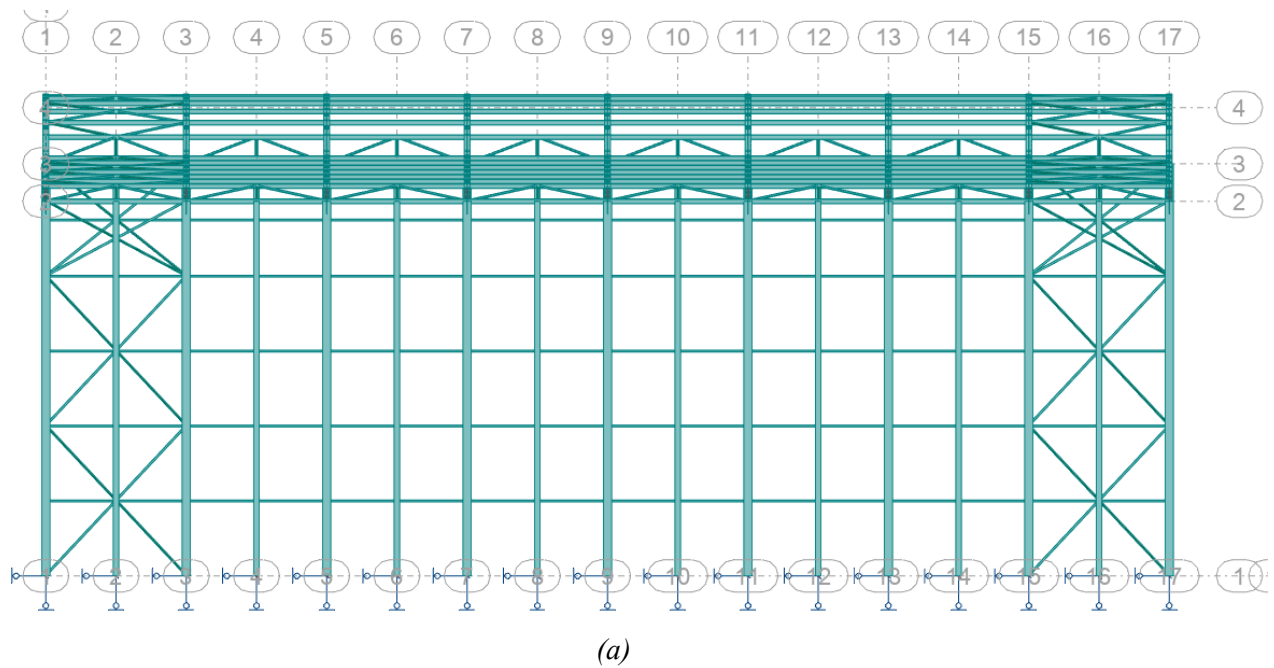
На сликама 6.5-6.9 у наставку, дати су карактеристични погледи конструкције извезени из програма.



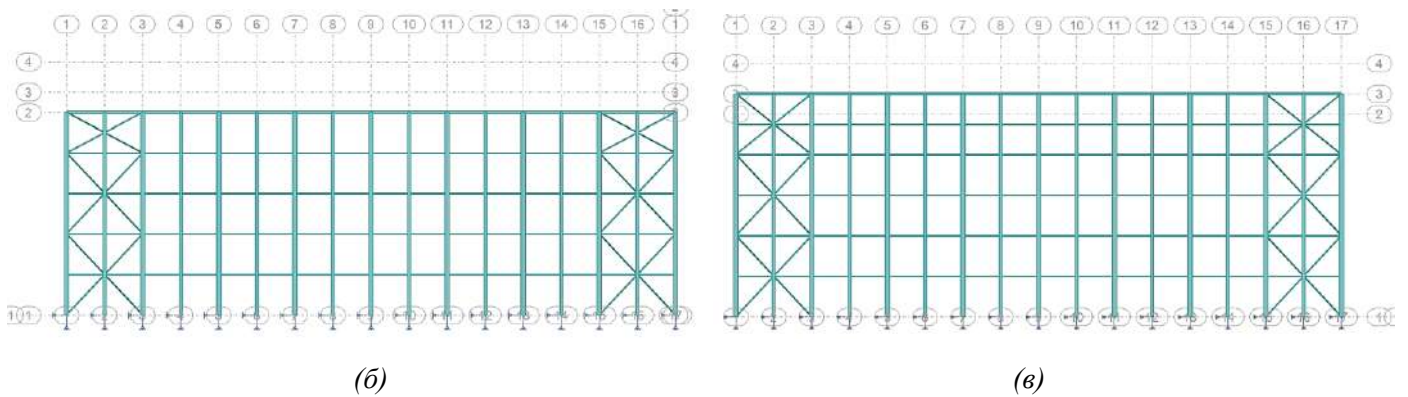
Слика 6.5 3D модел конструкције



Слика 6.6 Поглед спреда – главни носећи рам



(a)

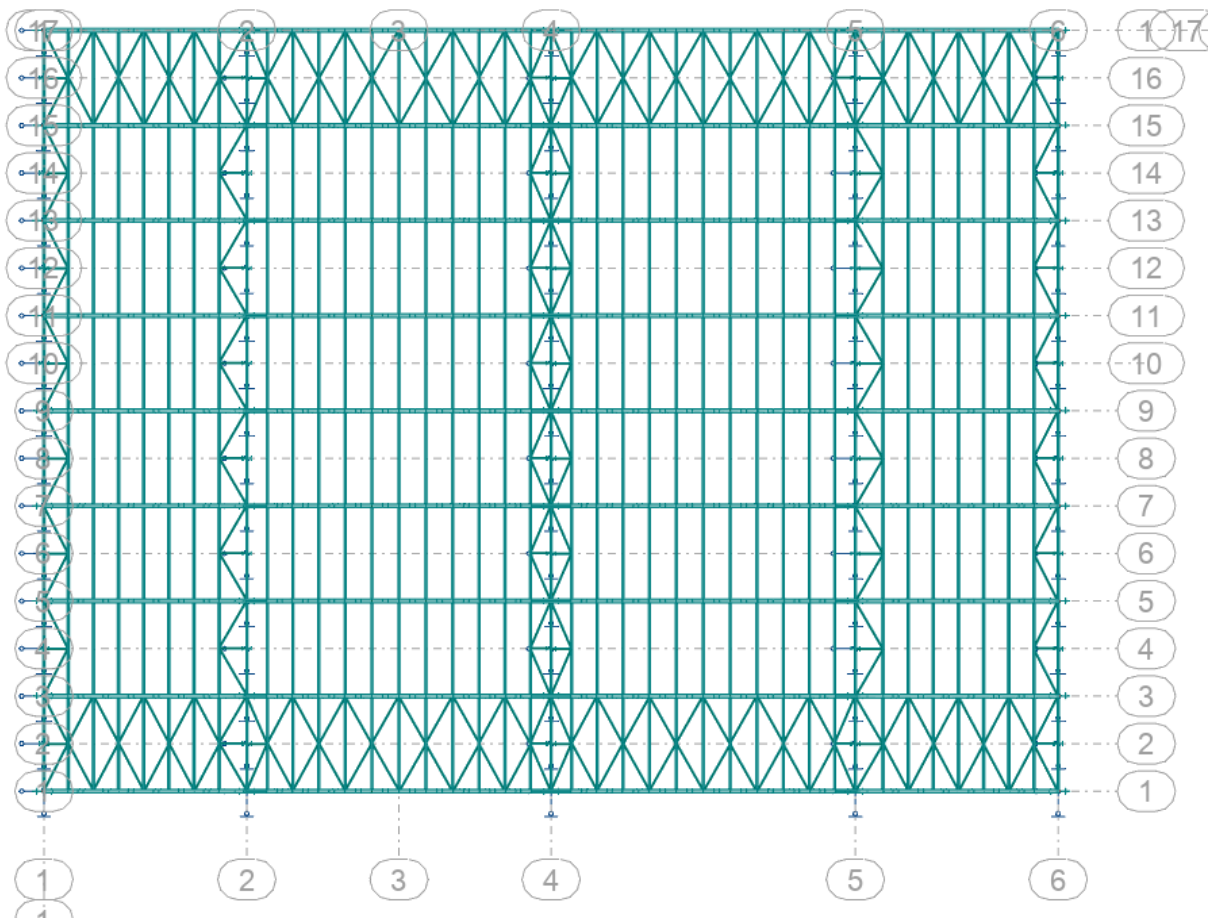


(б)

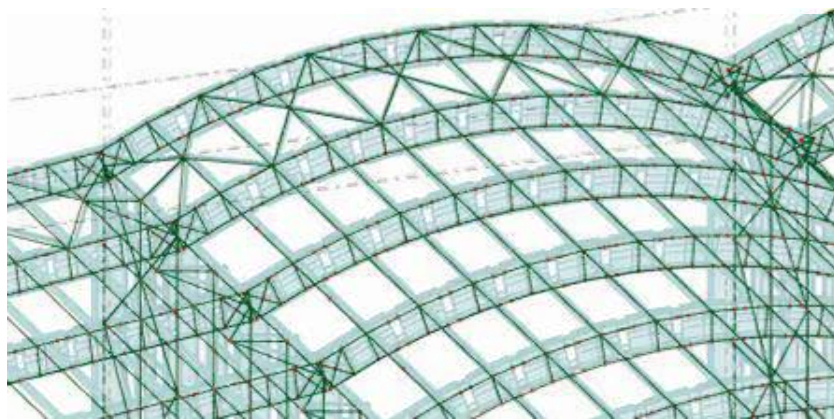
(в)

Слика 6.7 Поглед са стране (а) – конструкција подужних зидова (б) крајњи (в) унутрашњи





Слика 6.8 Поглед одозго – конструкција крова



Слика 6.9 Кровни носачи са отворима моделирани као Вериедел

## 6.3 АНАЛИЗА ОПТЕРЕЋЕЊА

Разматрана су следећа оптерећења:

- Стална оптерећења
- Корисно оптерећење
- Оптерећење од ветра
- Оптерећење од снега
- Температурни утицаји
- Сеизмичко оптерећење

Сва наведена дејства задата су према постојећем стандарду *EN 1991-1* [22-25] и *EN 1998-1* [26].

### 6.3.1 Стална оптерећења

У стална оптерећења убраја се сопствена тежина конструктивних и неконструктивних елемената.

Сопствена тежина конструктивних елемената се аутоматски генерише у софтверу. Уобичајено је да се тако генерисана оптерећења увећају конструктивним фактором опсега 10% - 20%, те се коначно дејство које потиче од сопствене тежине добија њеним множењем коефицијентом чија је усвојена вредност у конкретном случају 1.1.

За оптерећење које потиче од тежине неконструктивних елемената, тј. кровног покривача и фасадне облоге, усвојена је вредност од 0.35 kN/m<sup>2</sup>.

### 6.3.2 Корисно оптерећење

Кров хале припада категорији *H* (непроходан кров сем у случају поправки) те је за корисно оптерећење усвојена вредност дефинисана стандардом за непроходне кровове, а која износи 0.4 kN/m<sup>2</sup>.

### 6.3.3 Оптерећење од ветра

У табели 6.2 приказан је прорачун ударног притиска ветра према *EN 1991-1-4* [23]. Категорија терена усвојена је у складу са поменутиим стандардом, а односи се на приобално подручје изложено отвореном мору.

Табела 6.2 Прорачун ударног притиска ветра према *EN 1991-1-4* [23]

Фундаментална вредност основне брзине ветра $v_{b0}$			
фундаментална вредност основне брзине ветра	$v_{b0} =$	40	m/s
Основна брзина ветра $v_b$			
коефицијент правца	$C_{dir} =$	1.0	
коефицијент сезонског деловања	$C_{season} =$	1.0	
основна брзина ветра	$v_b = v_{b0} C_{dir} C_{season} =$	40	m/s



Средња брзина ветра $v_m(z)$			
категорија терена		0	
параметри терена	$z_0 =$	0.003	m
	$z_{\min} =$	1	m
	$z_{\max} =$	200	m
	$z_{0, II} =$	0.05	m
	$z = h =$	25	m
коэффициент терена	$k_r = 0.19 (z_0/z_{0, II})^{0.07} =$	0.156	
коэффициент храпавости за	$C_r = k_r \ln(z/z_0) =$	1.409	
коэффициент топографије	$C_0(z) =$	1.0	
средња брзина ветр на висини изнад терена	$v_m(z) = C_r C_0 v_b =$	56.348	m/s
Турбуленција ветра			
коэффициент турбуленције	$k_I =$	1.0	
интезитет турбуленције за	$I_v(z) = k_I / (C_0 \ln(z/z_0)) =$	0.111	
Ударни притисак ветра			
густина ваздуха	$\rho =$	1.25	kg/m <sup>3</sup>
ударни притисак ветра	$q_p(z) = (1+7I_v(z)) 0.5 \rho v_m^2(z) =$	3.523	kN/m <sup>2</sup>

Коначно, оптерећење ветром добија се множењем ових вредности одговарајућим коефицијентима. Како је површина отвора на калканима већа од 30% површине калкана, ветар на кров се одређује према правилима за надстрешнице, а ветар на зидове према правилима за слободностојеће зидове и парапете.

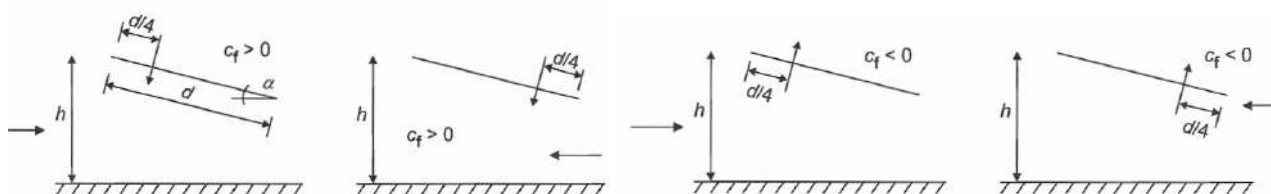
### 6.3.3.1 Ветар на кров

Како би стандард био примењив, кров неправилног облика издељен је најпре на зоне: две зоне на једну воду нагиба  $7^\circ \sim 5^\circ$  и две зоне цилиндричног облика. Даље, део крова облика цилиндра је апроксимиран кровом са нагибом на две воде нагиба  $25^\circ$ . Због постојања бочних зидова, за коефицијент  $\phi$  усвојена је вредност 1.0. Очитане вредности коефицијента  $C_f$  за добијање резултанте силе ветра приказане су у наставку табеларно:

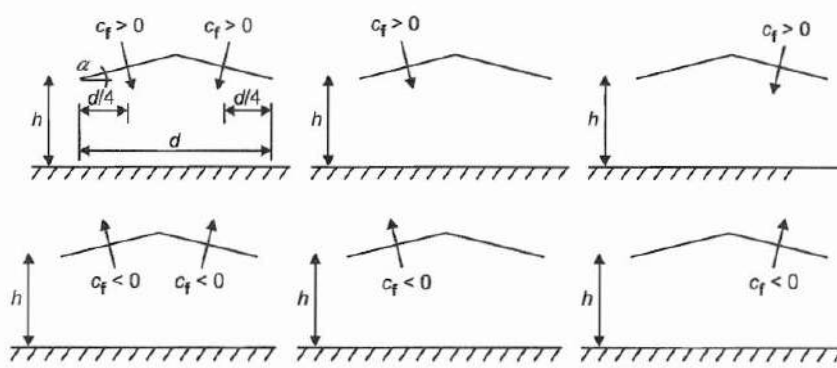
Табела 6.3 Усвојене вредности коефицијената  $C_f$  према EN 1991-1-4 [23]

	$\alpha$	$\phi$	max $C_f$	min $C_f$
Кров на једну воду	$5^\circ$	1.0	+0.4	-1.4
Кров на две воде	$25^\circ$	1.0	+0.7	-1.3

Дакле, разматраће се два случаја оптерећења ветром. Једно које изазива максимално притискујуће дејство и друго које изазива максимално сишуће дејство. Ова два случаја никако не делују истовремено.



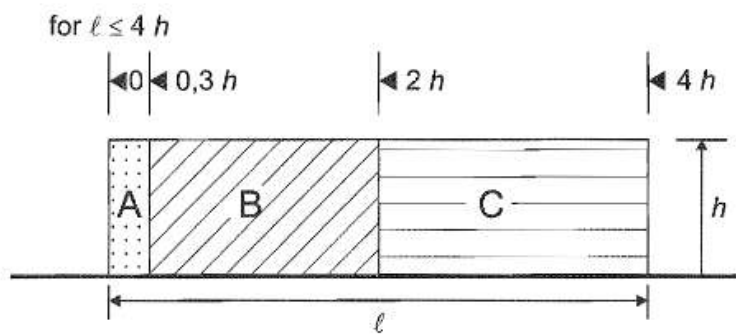
Слика 1.1 Положај резултанте за кровове на једну воду [23]



Слика 1.1 Положај резултанте за кровове на две воде [23]

### 6.3.3.2 Ветар на бочне зидове

На основу односа висине и дужине зида, зид је расподељен на три одговарајуће зоне, према слици у наставку, за које су стандардом дефинисани коефицијенти.



Слика 1.1 Подела зида на зоне [23]

За остале зидове у низу уводи се коефицијент заклоњености, а који се не примењује на ширини која једнака висини зида мереној са обе стране. Како је однос удаљености два зида и њихове висине мања од 5, коефицијент заклоњености износи 0.3.

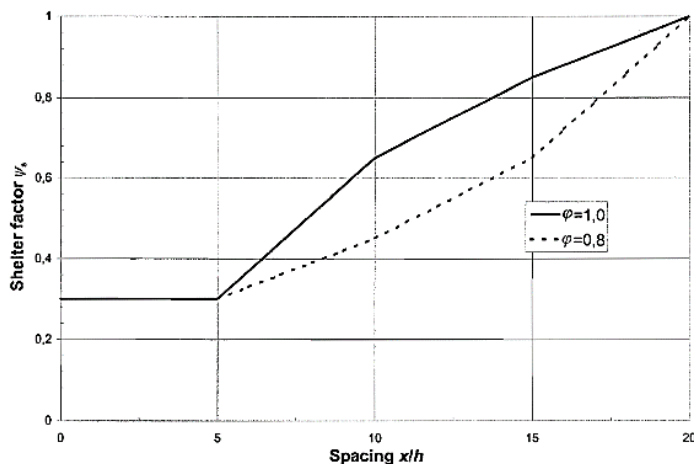


График 1.1 Коефицијент заклоњености  $\psi_s$  [23]

### 6.3.4 Оптерећење од снега

Оптерећење снегом рачуна се према следећем обрасцу:

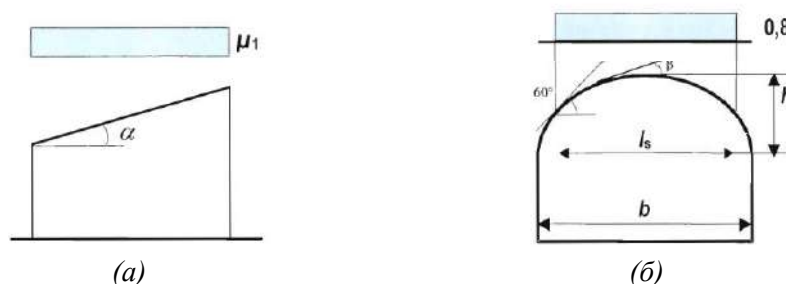
$$s = s_k * C_e * C_t * \mu \quad (6.1)$$

где су:

- $s_k$  – карактеристична вредност оптерећења снегом на крову; усвојена вредност  $1.0 \text{ kN/m}^2$
- $C_e$  – коефицијент изложености; усвојена вредност; усвојена вредност  $0.8$
- $C_t$  – термички коефицијент; усвојена вредност  $1.0$
- $\mu$  – коефицијент облика крова

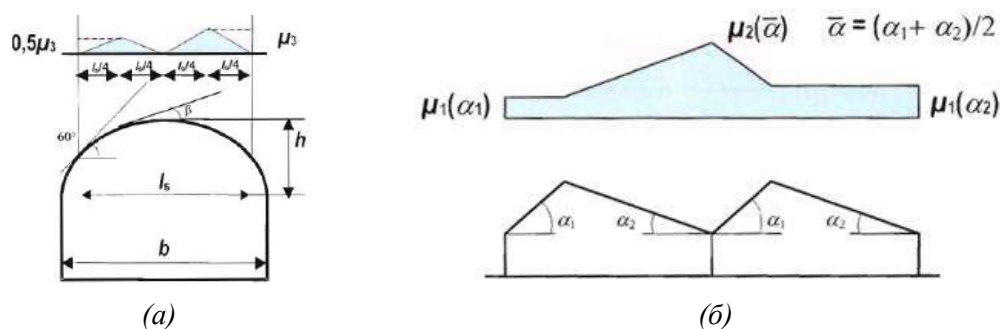
Као и у случају оптерећења ветром на кров конструкције, и у овом случају ради одређивања коефицијента облика, кров је издељен на зоне: два крова на једну воду и два крова цилиндришног облика. Као што је познато, потребно је разматрати два случаја оптерећења снегом: случај без нагомилавања и случај са нагомилавањем снега.

У случају када не разматрамо нагомилавање снега, коефицијент облика крова је исти за све и износи  $0.8$ .



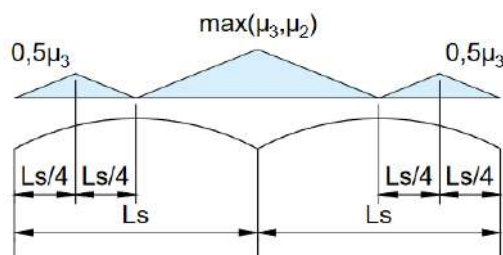
Слика 6.3 Диспозиција оптерећења за случај без нагомилавања за [24]:  
(а) кров на једну воду и (б) кров цилиндричног облика

При разматрању диспозиције оптерећења за случај нагомилавања снега, потребно је на неки начин узети у обзир постојање два цилиндрична крова. У Еврокоду оваква комбинација није експлицитно наведена, већ су дефинисани случајеви према слици 6.4 у наставку:



Слика 6.4 Диспозиција оптерећења за случај нагомилавања снега за [24]:  
(а) кров цилиндричног облика и (б) кров на више распона

Имајући ово у виду, диспозиција оптерећења за случај нагомилавања снега усвојена је према слици 6.5.



Слика 6.5 Усвојена диспозиција оптерећења за случај нагомилавања снега

### 6.3.5 Температурни утицаји

За одређивање температурних утицаја полази се од просечне температуре за одговарајућу област при одређеној сезони. Разматрана су два случаја: температура лети и температура зими, а просечне температуре износе  $40^{\circ}\text{C}$  и  $5^{\circ}\text{C}$  респективно.

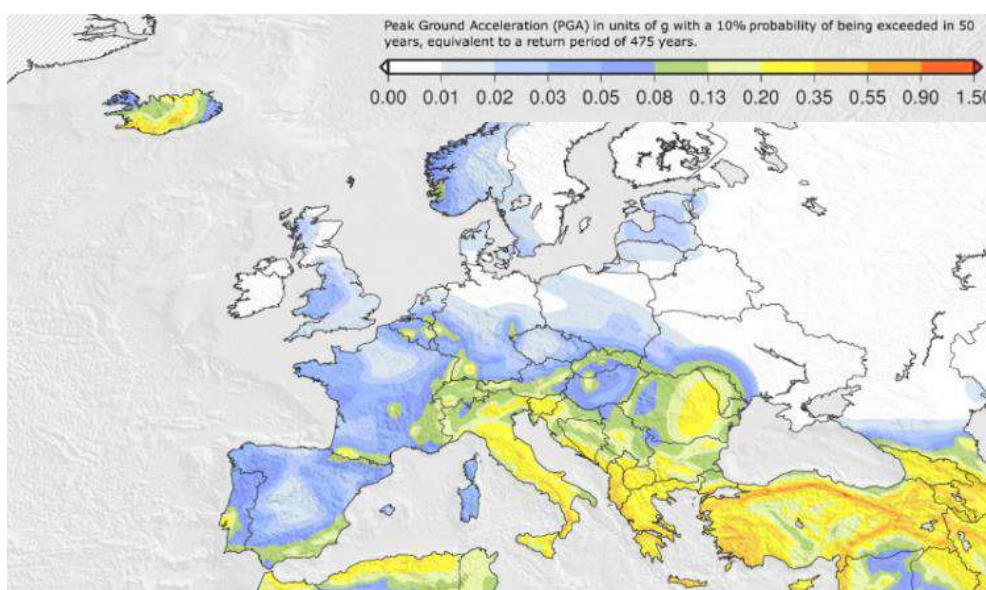
Како је за облогу усвојена светло обојена површина, просечна температура зими се не коригује, док се летња увећава за  $2^{\circ}\text{C}$ .

За коначно оптерећење које потиче од температурних утицаја узима се у обзир почетна температура  $T_0$  са претпостављеном вредношћу од  $10^{\circ}\text{C}$ . Одговарајуће вредности температурних утицаја у осама елемената износе:

$$T_{\text{winter}} = T_{\text{min}} - T_0 = 5^{\circ}\text{C} - 10 = -5^{\circ}\text{C}$$

$$T_{\text{summer}} = T_{\text{max}} + 2^{\circ}\text{C} - T_0 = 42^{\circ}\text{C} - 10 = 32^{\circ}\text{C}$$

### 6.3.6 Сеизмика



Слика 6.6 Карта сеизмичког ризика Европе

На основу познате локације објекта и његове намене, усвојени су следећи параметри од значаја за сеизмички прорачун:

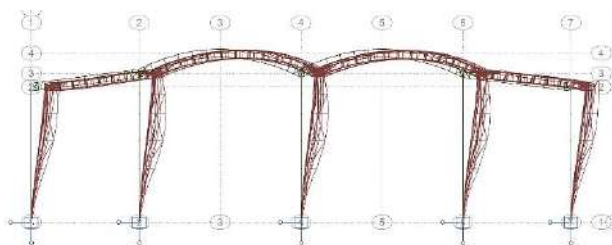
Табела 6.3 Параметри од значаја за сеизмички прорачун

$a_{gr}$	$\gamma$	Убрзање тла $a_g = \gamma a_{gr}$	Еластични спектар	Тип тла	Фактор понашања $q$
0.13g	0.8	0.104g	2	B	4

## 6.4 РЕЗУЛТАТИ СПРОВЕДЕНИХ АНАЛИЗА И УТИЦАЈИ ОД ДЕЈСТАВА

### 6.4.1 Резултати *Buckling* анализе

Ради увођења гомотријске нелинеарности у прорачун, спроведена је *Buckling* анализа за оптерећење ветром које доводи до критичне онфигурације. Глобални облик нестабилности достиже се при првом моду извијања.



Слика 6.7 Критична конфигурација

Резултати *Buckling* анализе имплементирани су као почетна геометријска имперфекција дефинисањем мода при којем долази до критичне конфигурације и амплитуде имперфекције. За амплитуду имперфекције узима се вредност која се добија као однос амплитуде  $H/150$  и екстремне вредности померања услед одговарајућег оптерећења, а која у конкретном случају износи:

$$\frac{H/150}{13.3} = \frac{2200/150}{13.3} = 1.10 \quad (6.2)$$

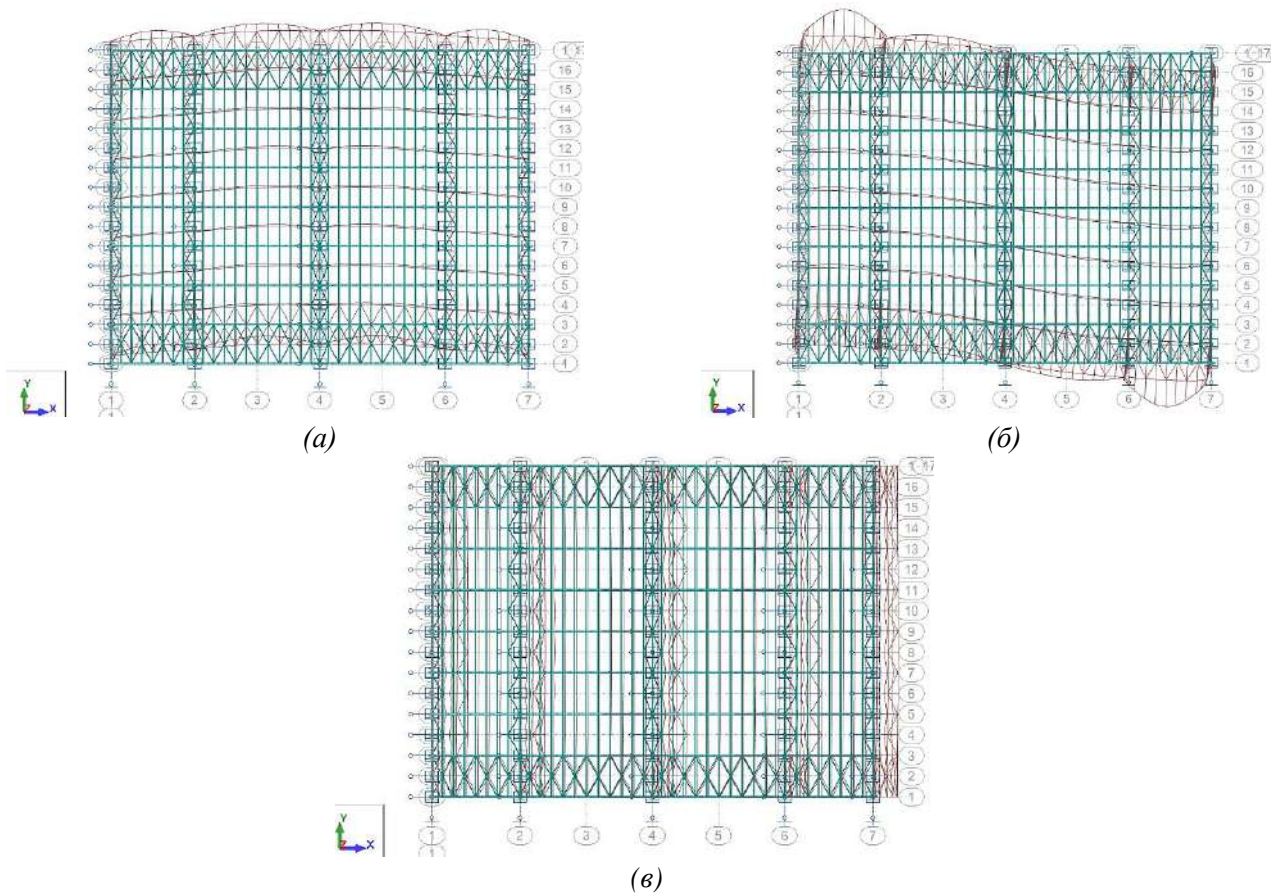
### 6.4.2 Контрола теорије другог реда

За меродавне комбинације оптерећења, срачунате су укупне прорачунске хоризонталне и вертикалне силе за сваки рам посебно. Очитана су максимална померања која се јављају при овим комбинацијама, такође посебно за сваки рам. Применом израза тих и тих извршена је контрола теорије другог реда. Због релативно велике висине у односу на померање конструкције,  $\alpha_{cr}$  има велику вредност који год рам и комбинацију да разматрамо. Може се извести закључак да у конкретном случају није потребно узимати у обзир утицаје теорије другог реда.

### Модална анализа

Иако су заступљена локална осциловања због великог броја мањих штапова који су последица моделирања кровног носача као *Veriendel*, ипак се у првим тоновима може уочити ангажовање највећег дела масе.

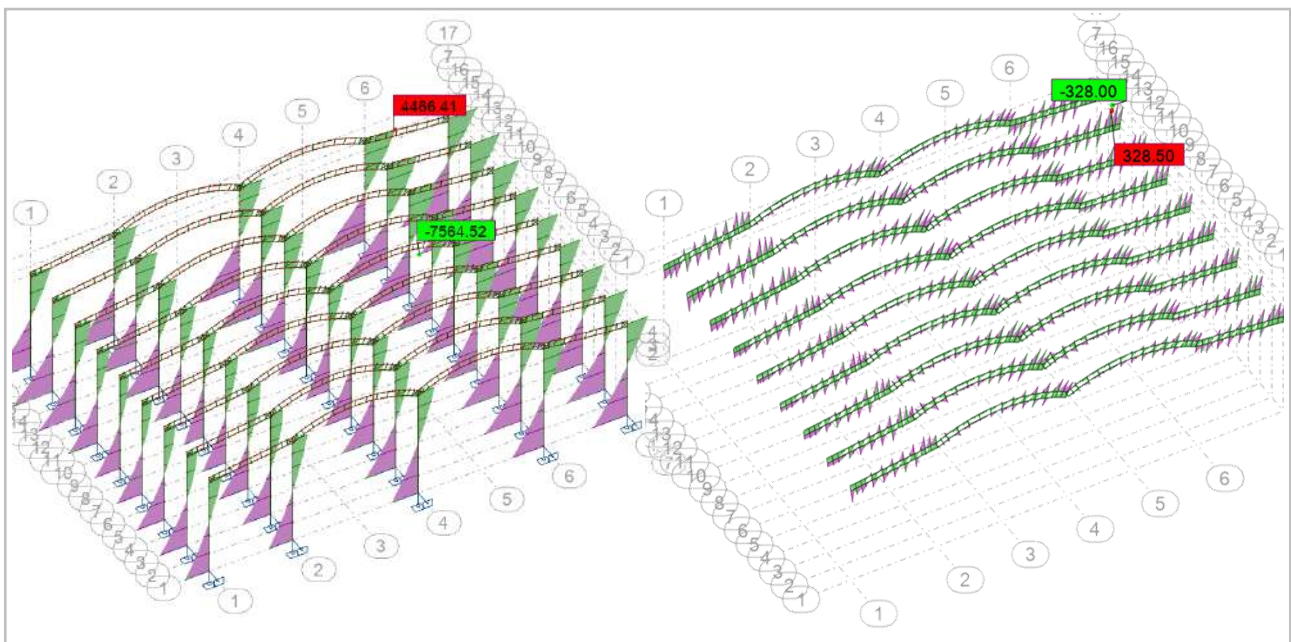




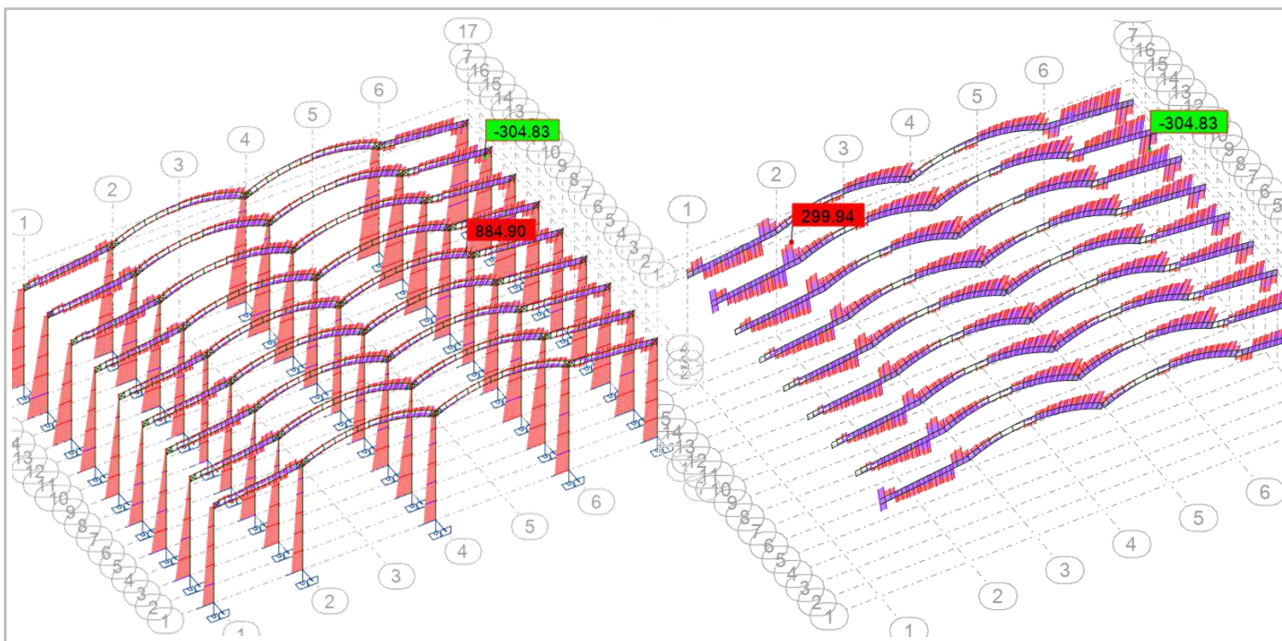
Слика 6.8 Тонови осциловања: (а)први (б)други (в)трећи

#### 6.4.4 Утицаји за димензионисање

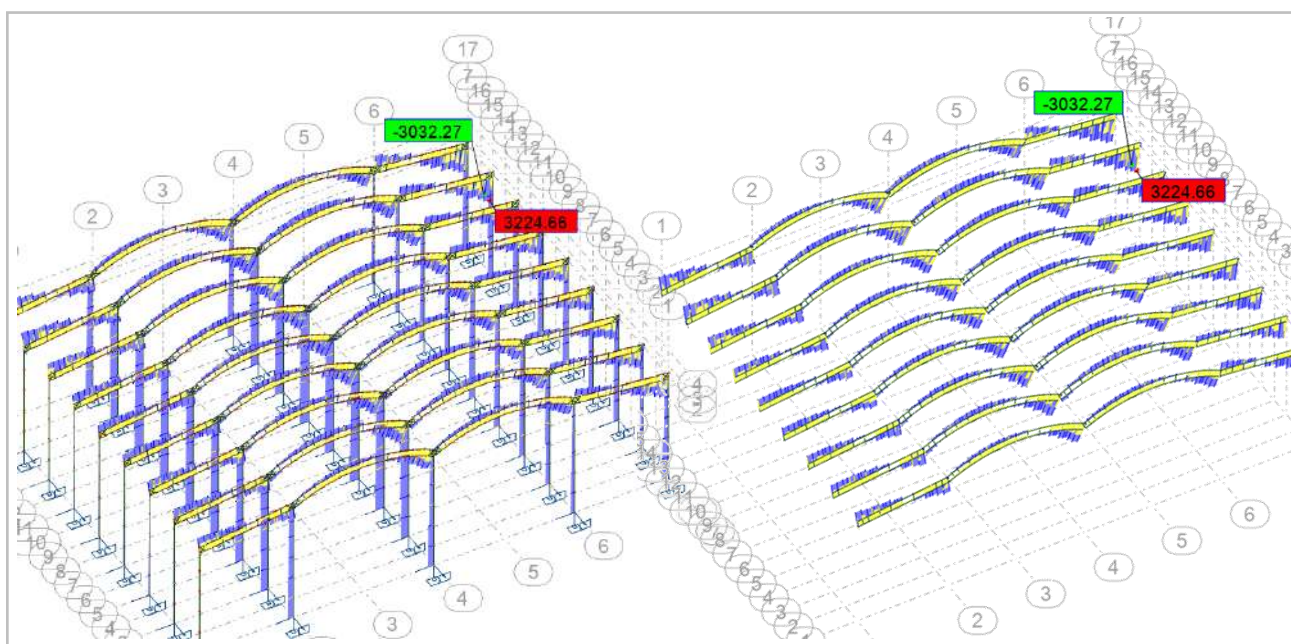
У наставку су дати доминантни утицаји за комбинацију оптерећења при којој се јавља највећа искоришћеност елемената. Дијаграми су информативног карактера и служе за стицање појма о облику дијаграма, расподели и величини утицаја.



(а) Момент савијања  $M_u$  [kN/m]



(б) Смичућа сила  $V_z$  [kN]



(в) Аксијална сила  $N$  [kN]

Слика 6.9 Меродавни утицаји за димензионисање

Поред приказаних утицаја, јављају се још и моменат савијања  $M_z$ , смичућа сила  $V_y$  и мале вредности момената торзије  $T$ .

Комбинације су формиране аутоматски, сврставањем оптерећења у одговарајуће групе и подгрупе. На слици 6.5 приказани су утицаји за комбинацију при којој се јављају максималне вредности. Међутим, меродавне комбинације за димензионисање појединачних елемената се међусобно разликују и наведене су у оквиру извоза из прогарама у одељку 6.5.3, а како би ознаке биле јасне, у наставку је дат списак оптерећења и њихова нумерација у програму.



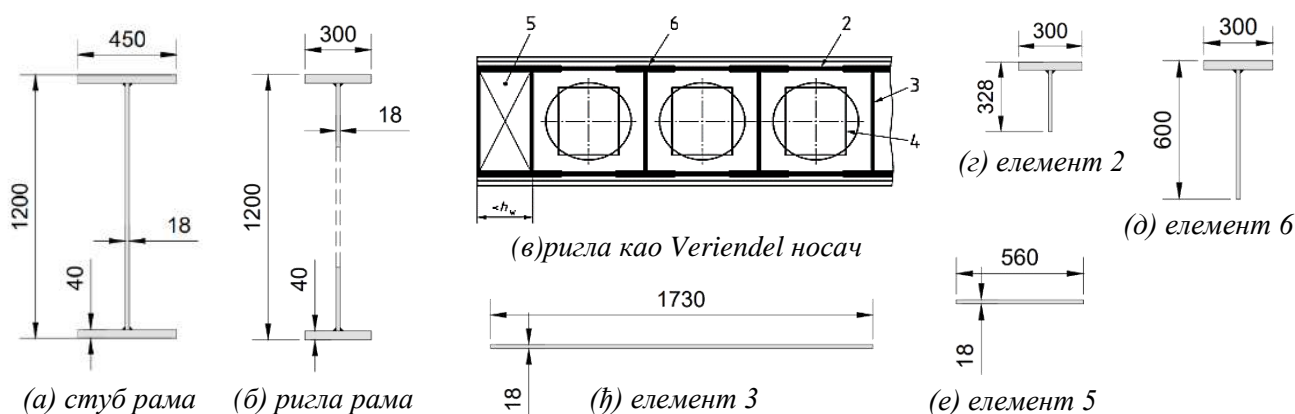
Табела 6.4 Ознаке оптерећења за разумевање 6.5.3

Сопствена тежина	1	Ветар MAX	6
Додатно стално	2	Ветар MIN	7
Корисно	3	Температура лети	8
Снег без нагомилавања	4	Температура зими	9
Снег са нагомилавањем	5	Сеизмика	10

## 6.5 ДИМЕНЗИОНИСАЊЕ

Како би се избегао итеративан поступак димензионисања ригле носећег рама, модел је направљен прво са рамом без слабљења. Затим је усвојен такав попречни пресек и отвор, чији је моменат инерције сличан претходно усвојеном пуном, како би дужиан извијања стубова остала иста, а гранична померања задовољена. Усвојен је пресек веће висине због прихватања смичућих сила на месту одсуства ребра. У овом одељку приказано је *ULS* димензионисање најискоришћенијих карактеристичних елемената. Димензионисање је рађено аутоматски у програму према одговарајућем стандарду *EN 1993*. Пре покретања ове наредбе било је потребно одредити и задати дужине извијања око обе осе, као и дефинисати тачке бочног придржања. *SLS* контроле рађене су на моделу са пуним кровним носачем и оне нису тема овог рада.

Контрола носивости главног носећег рама своди се на контролу носивости 5 различитих елемената: стуб рама, гредни елемент Т-пресека на месту отвора и изван њега, гредни елемент између отвора правоугаоног попречног пресека и спреглови на крајевима *Veriendel* носача.



Слика 6.10 Усвојени попречни пресеци

### 6.5.1 Стуб носећег рама

Обзиром да су ригле у саставу спрега и да су предвиђена трапезаста укрућења на стубовима на месту сваке ригле, може се сматрати да је дужина извијања око слабије осе, као и дужина бочно-горзионог извијања једнака растеру ригли. Дужина извијања стубова око јаче осе срачуната је према изразима наведеним у поглављу 2.3 овог рада, узимајући у обзир укљештење на дну стуба и крутоћ ослабљеног пресека *I* носача која се састоји од сопствених и положајних момената инерције два Т- пресека, испод и изнад отвора.

### **6.5.2 Ригла носећег рама**

За попречни пресек ригле усвојен је заварен I носач димензија према скици 6.6. За димензију отвора усвојено је 600 mm (искључиво због лакше уочљивости различитих параметара). Даље, формиран су еквивалентни отвори и *Veriendel* носач, све према поглављу 2.1. Отвори су смештени између рожњача на еквидистантним растојањима. На самом споју ригле и стуба рама, отвори су избегнути због великих напона смицања које доминантно прихвата ребро. Правоугаони попречни пресеци моделирани су такође у облику T пресека, али са димензијама ребра 0.1x0.1 mm. Овом поступку се прибегло због грешке приликом аутоматског димензионисања елемената правоугаоних пресека.

### **6.5.3 Резултати димензионисања појединачних елемената**

У наставку је дат извоз из програма са одговарајућим резултатима.

## STEEL DESIGN

**CODE:** EN 1993-1:2005/A1:2014, Eurocode 3: Design of steel structures.

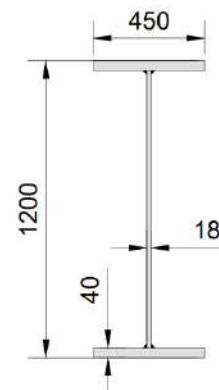
**ANALYSIS TYPE:** Member Verification

### LOADS:

Governing Load Case: 40 ULS 41 (1+2)\*1.35+6\*1.50+8\*0.90

### MATERIAL:

S 355 ( S 355 )  $f_y = 355.00$  MPa



### SECTION PARAMETERS: COLUMN 1200x450

$h=120.0$ cm	$gM0=1.00$	$gM1=1.00$	
$b=45.0$ cm	$A_y=360.00$ cm <sup>2</sup>	$A_z=201.60$ cm <sup>2</sup>	$A_x=561.60$ cm <sup>2</sup>
$tw=1.8$ cm	$I_y=1422259.20$ cm <sup>4</sup>	$I_z=60804.43$ cm <sup>4</sup>	$I_x=2137.73$ cm <sup>4</sup>
$tf=4.0$ cm	$W_{ely}=23704.32$ cm <sup>3</sup>	$W_{elz}=2702.42$ cm <sup>3</sup>	

### INTERNAL FORCES AND CAPACITIES:

$N_{,Ed} = 657.77$ kN	$M_{y,Ed} = -7564.57$ kN*m	$M_{z,Ed} = 0.00$ kN*m	$V_{y,Ed} = -3.16$ kN
$N_{c,Rd} = 19936.80$ kN	$M_{y,Ed,max} = -7564.57$ kN*m		$M_{z,Ed,max} = 12.64$ kN*m
	$V_{y,T,Rd} = 7370.27$ kN		
$N_{b,Rd} = 16602.31$ kN	$M_{y,c,Rd} = 8415.03$ kN*m	$M_{z,c,Rd} = 959.36$ kN*m	$V_{z,Ed} = 884.90$ kN
			$V_{z,T,Rd} = 4129.90$ kN
	$M_{b,Rd} = 8415.03$ kN*m		$T_{t,Ed} = 0.31$ kN*m
			Class of section = 3



### LATERAL BUCKLING PARAMETERS:

$z = 0.00$	$M_{cr} = 59242.01$ kN*m	Curve,LT - d	$X_{LT} = 1.00$
$L_{cr,low} = 4.00$ m	$\lambda_{m\_LT} = 0.38$	$f_{i,LT} = 0.54$	$X_{LT,mod} = 1.00$

### BUCKLING PARAMETERS:



About y axis:

$L_y = 20.00$ m	$\lambda_{m\_y} = 0.61$
$L_{cr,y} = 23.40$ m	$X_y = 0.83$
$\lambda_{m\_y} = 46.50$	$k_{zy} = 0.68$



About z axis:

$L_z = 20.00$ m	$\lambda_{m\_z} = 0.50$
$L_{cr,z} = 4.00$ m	$X_z = 0.84$
$\lambda_{m\_z} = 38.44$	$k_{zz} = 0.79$

### VERIFICATION FORMULAS:

#### Section strength check:

$$N_{,Ed}/N_{c,Rd} + M_{y,Ed}/M_{y,c,Rd} + M_{z,Ed}/M_{z,c,Rd} = 0.93 < 1.00 \quad (6.2.1(7))$$

$$\sqrt{(\text{Sig}_{,x,Ed})^2 + 3 * (\text{Tau}_{,y,Ed} + \text{Tau}_{,ty,Ed})^2} / (f_y / gM0) = 0.93 < 1.00 \quad (6.2.1.(5))$$

$$V_{y,Ed}/V_{y,T,Rd} = 0.00 < 1.00 \quad (6.2.6-7)$$

$$V_{z,Ed}/V_{z,T,Rd} = 0.21 < 1.00 \quad (6.2.6-7)$$

$$\text{Tau}_{,ty,Ed} / (f_y / (\sqrt{3} * gM0)) = 0.00 < 1.00 \quad (6.2.6)$$

$$\text{Tau}_{,tz,Ed} / (f_y / (\sqrt{3} * gM0)) = 0.00 < 1.00 \quad (6.2.6)$$

#### Global stability check of member:

$$\lambda_{m\_y} = 46.50 < \lambda_{m\_max} = 210.00 \quad \lambda_{m\_z} = 38.44 < \lambda_{m\_max} = 210.00 \quad \text{STABLE}$$

$$M_{y,Ed,max}/M_{b,Rd} = 0.90 < 1.00 \quad (6.3.2.1.(1))$$

$$N_{,Ed}/(X_y * N_{,Rk}/gM1) + k_{yy} * M_{y,Ed,max}/(X_{LT} * M_{y,Rk}/gM1) + k_{yz} * M_{z,Ed,max}/(M_{z,Rk}/gM1) = 0.66 < 1.00 \quad (6.3.3.(4))$$

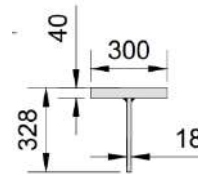
$$N_{,Ed}/(X_z * N_{,Rk}/gM1) + k_{zy} * M_{y,Ed,max}/(X_{LT} * M_{y,Rk}/gM1) + k_{zz} * M_{z,Ed,max}/(M_{z,Rk}/gM1) = 0.66 < 1.00 \quad (6.3.3.(4))$$

**Section OK !!!**

## STEEL DESIGN

**CODE:** EN 1993-1:2005/A1:2014, Eurocode 3: Design of steel structures.

**ANALYSIS TYPE:** Member Verification



### LOADS:

Governing Load Case: 40 ULS 41 (1+2)\*1.35+6\*1.50+8\*0.90

### MATERIAL:

S 355 ( S 355 )  $f_y = 355.00$  MPa

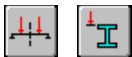


### SECTION PARAMETERS: CHORD; 2

h=32.8 cm	gM0=1.00	gM1=1.00	
b=30.0 cm	Ay=120.00 cm <sup>2</sup>	Az=55.44 cm <sup>2</sup>	Ax=171.84 cm <sup>2</sup>
tw=1.8 cm	Iy=13479.83 cm <sup>4</sup>	Iz=9014.00 cm <sup>4</sup>	Ix=640.00 cm <sup>4</sup>
tf=4.0 cm	Wply=947.78 cm <sup>3</sup>	Wplz=923.33 cm <sup>3</sup>	

### INTERNAL FORCES AND CAPACITIES:


N,Ed = 2167.31 kN	My,Ed = 122.67 kN*m	Mz,Ed = 0.58 kN*m	Vy,Ed = 0.27 kN
Nc,Rd = 6100.32 kN	My,Ed,max = 122.67 kN*m		Mz,Ed,max = 0.58 kN*m
	Vy,T,Rd = 2454.46 kN		
Nb,Rd = 6100.32 kN	My,c,Rd = 336.46 kN*m	Mz,c,Rd = 327.78 kN*m	Vz,Ed = -261.56 kN
	MN,y,Rd = 293.99 kN*m	MN,z,Rd = 286.41 kN*m	Vz,T,Rd = 1135.24 kN
	Mb,Rd = 336.46 kN*m		Tt,Ed = -0.15 kN*m
			Class of section = 2



### LATERAL BUCKLING PARAMETERS:

z = 1.00	Mcr = 121660.04 kN*m	Curve,LT - d	XLT = 1.00
Lcr,upp=0.43 m	Lam_LT = 0.05	fi,LT = 0.37	XLT,mod = 1.00

### BUCKLING PARAMETERS:

 About y axis:	$k_{yy} = 1.00$	 About z axis:	$k_{zz} = 1.00$
---	-----------------	---	-----------------

### VERIFICATION FORMULAS:

#### Section strength check:

$N,Ed/Nc,Rd = 0.36 < 1.00$ (6.2.4.(1))
$My,Ed/MN,y,Rd = 0.42 < 1.00$ (6.2.9.1.(2))
$Mz,Ed/MN,z,Rd = 0.00 < 1.00$ (6.2.9.1.(2))
$(My,Ed/MN,y,Rd)^{1.00} + (Mz,Ed/MN,z,Rd)^{1.00} = 0.42 < 1.00$ (6.2.9.1.(6))
$Vy,Ed/Vy,T,Rd = 0.00 < 1.00$ (6.2.6-7)
$Vz,Ed/Vz,T,Rd = 0.23 < 1.00$ (6.2.6-7)
$\tau_{y,Ed}/(\tau_{y,Rd}/\sqrt{3}) = 0.00 < 1.00$ (6.2.6)
$\tau_{z,Ed}/(\tau_{z,Rd}/\sqrt{3}) = 0.00 < 1.00$ (6.2.6)

#### Global stability check of member:

$My,Ed,max/Mb,Rd = 0.36 < 1.00$ (6.3.2.1.(1))
$N,Ed/(X_y*N,Rk/gM1) + k_{yy}*My,Ed,max/(XLT*My,Rk/gM1) + k_{yz}*Mz,Ed,max/(Mz,Rk/gM1) = 0.72 < 1.00$ (6.3.3.(4))
$N,Ed/(X_z*N,Rk/gM1) + k_{zy}*My,Ed,max/(XLT*My,Rk/gM1) + k_{zz}*Mz,Ed,max/(Mz,Rk/gM1) = 0.72 < 1.00$ (6.3.3.(4))

**Section OK !!!**

## STEEL DESIGN

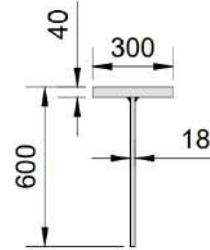
**CODE:** EN 1993-1:2005/A1:2014, Eurocode 3: Design of steel structures.

**ANALYSIS TYPE:** Member Verification

**LOADS:**

Governing Load Case: 36 ULS 34 (1+2)\*1.00+7\*1.50+8\*0.90

S 355 ( S 355 )  $f_y = 355.00$  MPa



**SECTION PARAMETERS: CHORD WITH INCREASED STIFFNESS; 6**

h=60.0 cm	gM0=1.00	gM1=1.00	
b=30.0 cm	Ay=120.00 cm <sup>2</sup>	Az=104.40 cm <sup>2</sup>	Ax=220.80 cm <sup>2</sup>
tw=1.8 cm	Iy=75806.75 cm <sup>4</sup>	Iz=9027.22 cm <sup>4</sup>	Ix=692.88 cm <sup>4</sup>
tf=4.0 cm	Wely=1711.05 cm <sup>3</sup>	Welz=601.81 cm <sup>3</sup>	
	Weff,y=1711.05 cm <sup>3</sup>	Weff,z=601.81 cm <sup>3</sup>	Aeff=220.80 cm <sup>2</sup>

Attention: Section of the 4 class! The program does not perform a full analysis of the 4 class for these section types; they are treated as the 3 class sections.

**INTERNAL FORCES AND CAPACITIES:**

N,Ed = 1299.86 kN	My,Ed = -306.87 kN*m	Mz,Ed = -2.70 kN*m	Vy,Ed = -6.06 kN
Nc,Rd = 7838.40 kN	My,Ed,max = -306.87 kN*m		Mz,Ed,max = -2.70 kN*m
	Vy,T,Rd = 2451.44 kN		
Nb,Rd = 7838.40 kN	My,c,Rd = 607.42 kN*m	Mz,c,Rd = 213.64 kN*m	Vz,Ed = 349.67 kN
			Vz,T,Rd = 2136.62 kN
	Mb,Rd = 538.36 kN*m		Tt,Ed = 0.25 kN*m
			Class of section = 4



**LATERAL BUCKLING PARAMETERS:**

z = 1.00	Mcr = 1895.38 kN*m	Curve,LT - d	XLT = 0.86
Lcr,low=1.57 m	Lam_LT = 0.57	fi,LT = 0.68	XLT,mod = 0.89

**BUCKLING PARAMETERS:**



About y axis:

$$k_{yy} = 1.00$$



About z axis:

$$k_{zz} = 1.00$$

**VERIFICATION FORMULAS:**

**Section strength check:**

$$N_{Ed}/N_{c,Rd} + M_{y,Ed}/M_{y,c,Rd} + M_{z,Ed}/M_{z,c,Rd} = 0.67 < 1.00 \quad (6.2.1(7))$$

$$V_{y,Ed}/V_{y,T,Rd} = 0.00 < 1.00 \quad (6.2.6-7)$$

$$V_{z,Ed}/V_{z,T,Rd} = 0.16 < 1.00 \quad (6.2.6-7)$$

$$\tau_{xy,Ed}/(f_y/(\sqrt{3})gM0) = 0.01 < 1.00 \quad (6.2.6)$$

$$\tau_{tz,Ed}/(f_y/(\sqrt{3})gM0) = 0.00 < 1.00 \quad (6.2.6)$$

**Global stability check of member:**

$$M_{y,Ed,max}/M_{b,Rd} = 0.57 < 1.00 \quad (6.3.2.1.(1))$$

$$N_{Ed}/(X_y*N_{Rk}/gM1) + k_{yy}*M_{y,Ed,max}/(XLT*M_{y,Rk}/gM1) + k_{yz}*M_{z,Ed,max}/(M_{z,Rk}/gM1) = 0.74 < 1.00 \quad (6.3.3.(4))$$

$$N_{Ed}/(X_z*N_{Rk}/gM1) + k_{zy}*M_{y,Ed,max}/(XLT*M_{y,Rk}/gM1) + k_{zz}*M_{z,Ed,max}/(M_{z,Rk}/gM1) = 0.74 < 1.00 \quad (6.3.3.(4))$$

**Section OK !!!**

## STEEL DESIGN

**CODE:** EN 1993-1:2005/A1:2014, Eurocode 3: Design of steel structures.

**ANALYSIS TYPE:** Member Verification

### LOADS:

Governing Load Case: 36 ULS 34 (1+2)\*1.00+7\*1.50+8\*0.90

### MATERIAL:

S 355 ( S 355 )  $f_y = 355.00$  MPa



### SECTION PARAMETERS: WEB POST; 3

h=1.81 cm	gM0=1.00	gM1=1.00	
b=173.00 cm	Ay=311.40 cm <sup>2</sup>	Az=0.01 cm <sup>2</sup>	Ax=311.40 cm <sup>2</sup>
tw=0.01 cm	Iy=84.08 cm <sup>4</sup>	Iz=776657.55 cm <sup>4</sup>	Ix=969.30 cm <sup>4</sup>
tf=1.80 cm	Wely=93.42 cm <sup>3</sup>	Welz=8978.70 cm <sup>3</sup>	
	Weff,y=93.42 cm <sup>3</sup>	Weff,z=8978.70 cm <sup>3</sup>	

Attention: Section of the 4 class! The program does not perform a full analysis of the 4 class for these section types; they are treated as the 3 class sections.

### INTERNAL FORCES AND CAPACITIES:

N,Ed = -350.18 kN	My,Ed = 1.52 kN*m	Mz,Ed = -1031.02 kN*m	Vy,Ed = -2761.98 kN
Nt,Rd = 11054.70 kN	My,el,Rd = 33.16 kN*m	Mz,el,Rd = 3187.44 kN*m	Vy,T,Rd = 6365.70 kN
	My,c,Rd = 33.16 kN*m	Mz,c,Rd = 3187.44 kN*m	Vz,Ed = -9.89 kN
	My,V,Rd = 33.16 kN*m		Vz,T,Rd = 0.18 kN
	Mb,Rd = 33.16 kN*m		Tt,Ed = -0.58 kN*m
			Class of section = 4



### LATERAL BUCKLING PARAMETERS:

z = 1.00	Mcr = 67660.73 kN*m	Curve,LT - d	XLT = 1.00
Lcr,upp=1.15 m	Lam_LT = 0.02	fi,LT = 0.36	XLT,mod = 1.00

### BUCKLING PARAMETERS:



About y axis:



About z axis:

### VERIFICATION FORMULAS:

#### Section strength check:

$$M_y,Ed / M_{y,V,Rd} + M_z,Ed / M_{z,c,Rd} = 0.37 < 1.00 \quad (6.2.8)$$

$$N,Ed / N_{t,Rd} + M_y,Ed / M_{y,c,Rd} + M_z,Ed / M_{z,c,Rd} = 0.34 < 1.00 \quad (6.2.1(7))$$

$$V_y,Ed / V_{y,T,Rd} = 0.43 < 1.00 \quad (6.2.6-7)$$

$$V_z,Ed / V_{z,T,Rd} = 53.61 > 1.00 \quad (6.2.6-7)$$

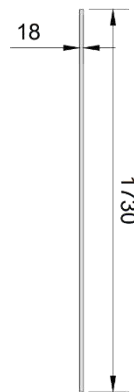
$$\tau_{xy,Ed} / (f_y / (\sqrt{3}) * gM0) = 0.01 < 1.00 \quad (6.2.6)$$

$$\tau_{xz,Ed} / (f_y / (\sqrt{3}) * gM0) = 0.00 < 1.00 \quad (6.2.6)$$

#### Global stability check of member:

$$M_y,Ed / M_{b,Rd} = 0.13 < 1.00 \quad (6.3.2.1(1))$$

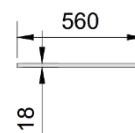
**Incorrect section !!!**



## STEEL DESIGN

**CODE:** EN 1993-1:2005/A1:2014, Eurocode 3: Design of steel structures.

**ANALYSIS TYPE:** Member Verification



### LOADS:

Governing Load Case: 19 ULS /42/ 1\*1.00 + 2\*1.00 + 7\*1.50 + 8\*0.90

### MATERIAL:

S 355 ( S 355 )  $f_y = 355.00$  MPa



### SECTION PARAMETERS: PANEL WITHOUT OPENING; 5

$h=1.810000$ cm	$gM0=1.00$	$gM1=1.00$	
$b=56.000000$ cm	$A_y=100.80$ cm <sup>2</sup>	$A_z=0.01$ cm <sup>2</sup>	$A_x=100.80$ cm <sup>2</sup>
$tw=0.010000$ cm	$I_y=27.22$ cm <sup>4</sup>	$I_z=26342.40$ cm <sup>4</sup>	$I_x=128.03$ cm <sup>4</sup>
$tf=1.800000$ cm	$W_{ely}=30.24$ cm <sup>3</sup>	$W_{elz}=940.80$ cm <sup>3</sup>	
			$A_{eff}=100.80$ cm <sup>2</sup>

Attention: Section of the 4 class! The program does not perform a full analysis of the 4 class for these section types; they are treated as the 3 class sections.

### INTERNAL FORCES AND CAPACITIES:

$N_{,Ed} = 240.35$  kN  
 $N_{c,Rd} = 3578.40$  kN  
 $N_{b,Rd} = 721.70$  kN

Class of section = 3



### LATERAL BUCKLING PARAMETERS:

### BUCKLING PARAMETERS:



About y axis:

$L_y = 0.781371556$  m       $L_{am\_y} = 1.97$   
 $L_{cr,y} = 0.781371556$  m       $X_y = 0.20$   
 $L_{am_y} = 150.38$



About z axis:

$L_z = 0.781371556$  m       $L_{am\_z} = 0.06$   
 $L_{cr,z} = 0.781371556$  m       $X_z = 1.00$   
 $L_{am_z} = 4.83$

### VERIFICATION FORMULAS:

#### Section strength check:

$N_{,Ed}/N_{c,Rd} = 0.07 < 1.00$  (6.2.4.(1))

#### Global stability check of member:

$\Lambda_{b,y} = 150.38 < \Lambda_{b,max} = 210.00$        $\Lambda_{b,z} = 4.83 < \Lambda_{b,max} = 210.00$  STABLE

$N_{,Ed}/N_{b,Rd} = 0.33 < 1.00$  (6.3.1.1.(1))

**Section OK !!!**



#### 6.5.4 Критички осврт на резултате из програма и дискусија

Прва нелогичност се јавља код гредног елемента изван зоне отвора, тзв. *chord with increased stiffness*. Према *Robot*-у дати попречни пресек је класе 4 и при томе избацује упозорење да кодом није обухваћено димензионисање Т-пресека дате класе, те наставља са класом 3. Треба имати у виду да се гредни елемент овог попречног пресека налази у зони где нема отвора, те се ребро реално класификује као унутрашњи елемент висине која одговара чистој висини ребра попречног пресека ригле. Према томе, ребро реално спада у класу 3, и даљи прорачун остаје добар. Следи закључак да се за конкретни елемент класа пресека мора одредити ручно и то посматрајући целокупни попречни пресек, а у случају добијене класе 4 и само димензионисање.

У случају резултата које програм избацује за гредни елемент којим је моделирано ребро између два отвора, тзв. *web post*, добија се повратна информација да дати пресек не пролази *ULS* контроле. Ако се боље погледа, однос који доводи до незадовољења носивости јесте однос смичуће силе и носивости на смицање у правцу осе *z*. Треба имати у виду да је дебљина овог елемента која би прихватила конкретно оптерећења 18 mm. Реално, силе које се јављају у том правцу прихватиће ножице I профила које чине део пресека ригле, а не ребро. Такође, како програм није дозвољавао димензионисање правоугаоних пресека, попречни пресек овог елемента *Veriendel* носача, моделиран је као Т-елемент са димензијама ребра 0.1x0.1 mm. По правилу, правоугаони попречни пресеци димензионишу се као класа 3, те остатак прорачуна остаје добар.

Исто се јавља и код пресека којима је моделиран крај *Veriendel* носача, тзв. *panel without opening*.

Разматрајући резултате, поставља се питање да ли је кровни носач могао бити мањи. Смањењем попречног пресека кровног носача, утичемо на дужину извијања стуба, а код кога није остављена велика резерва носивости, свега 7%. Према томе требало би водити рачуна да нови усвојени пресек на месту отвора има сличну крутост као полазни. Такође, мењањем попречног пресека ригле, не би било довољно заменити попречне пресеке гредних носача *Veriendel* модела, већ и њихов положај у простору. Имајући у виду обим посла који за собом носи оптимизација ове конструкције, усвојени пресеци су остављени у овој фази која се може сматрати идејним решењем. Јасно је да усвајање величине отвора од 600 mm за конструкције ове намене није потребно, али како је идеја била приказати примену ова величина отвора усвојена је ради лакше уочљивости различитих параметара.

Мана примене prEN1993-1-13 [1] на моделирање олакшаних носача јесте што не дефинише јасно тумачење резултата, те се оно оставља инжењерима. Приликом коришћења програма за димензионисање овакве конструкције, за какву употребу нису претходно формиран, потребно је критички сагледати добијена решења, и уз одговарајуће претпоставке, у зависности од коришћеног програма, усвојити поуздано и економично решење.

## 6.6 ПРЕПОРУКЕ ЗА МОДЕЛИРАЊЕ И ДИМЕНЗИОНИСАЊЕ У *ROBOT-U*

- Направити почетни модел са пуним кровним носачем који ће служити за одређивање оквирних габарита главних носача као и контролу граничних стања употребљивости. Све веће промене габарита кровног носача изискују поновно моделирање *Veriendel-a*.
- Ослабљени кровни носач усвојити према потребној величини отвора, тако да крутост ослабљеног пресека буде приближно иста крутости пуне ригле рама. На овај начин усваја се минимални кровни носач из услова задовољења носивости стуба и дозвољених померања.
- Класификацију пресека Т-елемента ван зоне отвора спровести ручно, класификовањем ребра Т-елемента као унутрашњи елемент са два пута већом дужином. У случају калсе 4, контролу пресека потребно је одрадити ручно.
- Уколико постоји проблем приликом моделирања пресека као правоугаоног, моделирати их као пресеке облика Т, са димензијом ребра 0.1x0.1 mm.
- Класификацију пресека гредног елемента између отвора и гредних елемената у крајњим зонама, спровести ручно. У случају добијене класе 1 или 2, контролу пресека потребно је одредити ручно.
- Обратити пажњу која контрола доводи до незадовољења носивости елемента којим се моделира ребро између отвора. Уколико је то носивост на смицање у правцу дебљине, добијену вредност занемарити и посматрати прву следећу, уз остављање мање резерве носивости код елемента 6 (*chord with increased stiffness*)

## 7. ЗАКЉУЧАК

Основни циљ овог мастер рада је утврђивање деформационог капацитета попречних пресека и капацитета носивости центрично притиснутих стубова мале виткости са отворима у ребру. Утицај облика и димензија отвора на конструкцијски одговор анализираних стубова је експериментално квантификован. Експериментима су обухваћена 4 центрично притиснута кратка стуба са отворима у ребру различитог облика, димензија и положаја. Извршена је процена тачности граничних виткости за утврђивање класе попречног пресека према SRPS EN 1993, и додатно процена тачности метода за одређивање прорачунске носивости попречног пресека на притисак које су дефинисане у SRPS EN 1993 (EWM), AISI S100-16 [2] (DSM) и prEN 1993-1-4 (CSM). Применом методе коначних елемената урађена је нумеричка симулација експеримената; нумерички модели су калибрисани, валидирани и верификовани резултатима експеримената. Поред научно-истраживачког рада, овај мастер рад укључује и практично-апликативни аспект: спроведена је глобална анализа прорачунског модела вишебродне хале са носећом конструкцијом коју чине елементи са отворима у ребру. Анализа и прорачун су у складу са правилима дефинисаним у драфт верзији новог европског стандарда prEN 1993-1-13 [1].

На основу резултата експерименталних испитивања, нумеричких студија и глобалне анализе прорачунског модела дају се следећи закључци:

- 1) Гранична носивост свих испитаних узорака одређена је избочавањем критичних попречних пресека у зони отвора. Избочавање се десило при вредностима напона које су блиске граници развлачења основног челичног материјала (у почетном делу пластичне области напрезања).
- 2) Граничне носивости узорака са кружним отворима су веће од граничних носивости еквивалентних узорака са квадратним отворима; ове разлике су до 5%.
- 3) Гранична носивост узорка са два блиско позиционирана отвора је већа од граничне носивости по облику отвора еквивалентног узорка са једним изолованим (размакнутим) отвором.
- 4) Гранична носивост притиснутих елемената са отворима у ребру доминантно зависи од облика и димензија отвора, а не од њиховог броја (у случају блиско позиционираних отвора).
- 5) У стању граничне носивости, при достизању максималног оптерећења (*peak-load*), расподеле деформација узорака са изолованим (размакнутим) отвором кружног, односно квадратног облика су међусобно еквивалентне. Међутим, расподела дилатација у зони отвора указује да су при истој вредности силе аксијалне дилатације у ребрима Т-елемената веће у случају кружних отвора (мање су попречне деформације ребра Т-елемента). За разлику од узорака са квадратним отвором, конструкцијски одговор узорака са кружним отвором праћен је падом иницијалне крутости у зони отвора.
- 6) Деформациони капацитет и капацитет носивости попречног пресека (у стању граничне носивости) узорка са изолованим (размакнутим) отвором примарно зависи од капацитета носивости ножица; допринос ребра је занемарљив. Критични попречни пресек је у средини висине испитаног узорка; деформације ножица по дужини узорка су локализоване

у зони отвора и одговарају полуталасној синусној функцији, ребро је практично недеформисано, а углови између ножица и ребра су непромењени.

- 7) Деформациони капацитет и капацитет носивости попречног пресека узорка са блиско позиционираним отворима зависи од капацитета носивости и ножица и ребра; уочавају се два критична пресека у зони отвора која се карактеришу израженим попречним деформацијама ребра и елемената и екстремним вредностима напона. Такође се уочава попречна деформација (избочавање) ребра између отвора; расподела деформације ребра по дужини елемента мења знак, прелази из конкавног у конвексни облик са превојним тачкама у средњим равнима отвора. Деформације ножица по дужини узорка одговарају вишеталасној синусној функцији (за разлику од деформације карактеристичне за узорке са једним изолованим отвором).
- 8) DSM метода дефинисана америчким стандардом AISI S100-16 [2] даје добру процену носивости попречних пресека анализираних кратких стубова. CSM метода [20,21] и метода дефинисана у нацрту новог европског стандарда prEN 1993-1-13 [1] такође показују високу тачност.
- 9) При изради нумеричког прорачунског модела применом линијских коначних елемената (нпр. у софтверу *Robot Structural Analysis Professional 2023*) класификацију Т-елемената ван зоне отвора (одговара половини висине попречног пресека) треба спровести ручно, разматрајући ребро као обострано ослоњен елемент са двоструком дужином.

Иако елементи са отворима у ребру имају евидентну примену у зградарству, анализа њиховог понашања услед различитих дејстава и даље је предмет интересовања релевантне научне јавности. У том контексту могу се дефинисати будући циљеви у овој области истраживања:

- Нумеричке параметарске студије у интеракцији са студијама остепљивости утицајних параметара: однос димензија ножица и ребра, облик, димензије и положај отвора по дужини елемента;
- Примена челика високе чврстоће и нерђајућих челика на конструкцијске елементе са отворима у ребру;
- Анализа глобалних облика извијања у интеракцији са избочавањем пресека у зони отвора и развој одговарајућих прорачунских процедура кроз њихову интеграцију у савременим методама – метода директне и метода континуалне чврстоће

## **8. ПРИЛОГ**

ПРИЛОГ А – Радионички цртеж испитаних узорака

ПРИЛОГ Б – Технички цртеж распореда мерних трака

ПРИЛОГ В – Диспозиција челичне конструкције димензионисане у поглављу 6

## 9. РЕФЕРЕНЦЕ

- [1] Eurocode 3 – Design of steel structures – part 1-13, Rules for beams with large web openings prEN 1993-1-13, Brussels, Belgium, CEN, 2020.
- [2] American Iron and Steel Institute – North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members, AISI S100-16, Canada, CSA Group, 2016.
- [3] D. Kerdal, D.A. Nethercot, Failure modes for castellated beams, *Journal of Constructional Steel Research* 4 (1984) 295–315, [https://doi.org/10.1016/0143-974X\(84\)90004-X](https://doi.org/10.1016/0143-974X(84)90004-X).
- [4] D.A.K.D. Nethercot, Lateral-torsional buckling of castellated beams, *Journal of Structural Engineering* (1982) 53–61.
- [5] E. Ellobody, Interaction of buckling modes in castellated steel beams, *Journal of Constructional Steel Research* (2011) 814–825, <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2010.12.012>.
- [6] E. Ellobody, Nonlinear analysis of cellular steel beams under combined buckling modes, *Thin-Walled Structures* 52 (2012) 66–79, <https://doi.org/10.1016/j.tws.2011.12.009>.
- [7] F.P.V. Ferreira, A. Rossi, C.H. Martins, Lateral-torsional buckling of cellular beams according to the possible updating of EC3, *Journal of Constructional Steel Research* 153 (2019) 222–242, <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2018.10.011>.
- [8] A.S. Carvalho, C. H. Martins, A. Rossi, V. M. Oliveira, S. G. Morkhade, Moment gradient factor for steel I-beams with sinusoidal web openings, *Journal of Constructional Steel Research* 202 (2023) 107775.
- [9] R. Mark Lawson, Antoine Basta, Asraf Uzzaman, Design of stainless steel sections with circular openings in shear, *Journal of Constructional Steel Research* 112 (2015) 228–241.
- [10] S. Durif, A. Bouchair, Analytical model to predict the resistance of cellular beams with sinusoidal openings, *Journal of Constructional Steel Research* 121 (2016) 80–96.
- [11] T. Al-Dafafea, S. Durif, A. Bouchair, E. Fournely, Experimental study of beams with stiffened large web openings, *Journal of Constructional Steel Research* 154 (2019) 149–160.
- [12] Ahmed M. Sayed, Numerical study of the effects of web openings on the load capacity of steel beams with corrugated webs, *Journal of Constructional Steel Research* 196 (2022) 107418.
- [13] A.R. Zainal Abidin, B.A. Izzuddin, Meshless local buckling analysis of steel beams with irregular web openings, *Engineering Structures* 50 (2013) 197–206.
- [14] J.G. Verweij, Cellular Beam-Columns in Portal Frame Structures, Master thesis, 2010.
- [15] ArcelorMittal Europe - Long products, Sections and Merchant Bars, ACB® and Angelina® beams, 2021.
- [16] A. S. de Carvalho, V. M. de Oliveira, A. Rossi, C. H. Martins, Elastic lateral-torsional buckling behavior of steel-I beams with sinusoidal web openings, *Structures* <https://doi.org/10.1016/j.istruc.2022.11.027>, 2023.
- [17] Eurocode 3 – Design of steel structures – part 1-1, General rules and rules for buildings EN 1993-1-1, Brussels, Belgium, CEN, 2006.



- [18] A. Filipović, Resistance of different types of stainless steel equal angles under axial compression, Doctoral Dissertation, Belgrade, 2021.
- [19] B. Zarić, D. Buđevac, B. Stipanić, Čelične konstrukcije u zgradarstvu, Građevinska knjiga, 2006.
- [20] Leroy Gardner, Xiang Yun, Fiona Walport, The Continuous Strength Method – Review and outlook, Engineering Structures 275 (2023) 114924
- [21] X. Yun, L. Gardner, N. Boissonnade, The continuous strength method for the design of hot-rolled steel cross-sections, Engineering Structures 157 (2018) 179-191
- [22] Eurocode 1 – Actions on structures – part 1-1, General actions – Densities, self-weight, imposed loads for buildings EN 1993-1-1, Brussels, Belgium, Brussels, Belgium, CEN, 2004.
- [23] Eurocode 1 – Actions on structures – part 1-3, General actions – Snow loads EN 1993-1-3, Brussels, Belgium, Brussels, Belgium, CEN, 2004.
- [24] Eurocode 1 – Actions on structures – part 1-4, General actions – Wind actions EN 1993-1-4, Brussels, Belgium, Brussels, Belgium, CEN, 2004.
- [25] Eurocode 1 – Actions on structures – part 1-5, General actions – Thermal actions EN 1993-1-5, Brussels, Belgium, Brussels, Belgium, CEN, 2004.
- [26] Eurocode 8 – Design of structures for earthquake resistance – part 1 – General rules, seismic actions and rules for buildings EN 1998-1, Brussels, Belgium, Brussels, Belgium, CEN, 2004.
- [27] <https://londonbridgecity.co.uk/properties/hays-galleria>
- [28] Z. Marković, Granična stanja čeličnih konstrukcija prema Evrokodu, Akademski misao, Građevinski fakultet u Beogradu, 2019.
- [29] Eurocode 3 – Design of steel structures – part 1-5, Plated structural elements EN 1993-1-5, Brussels, Belgium, CEN, 2006.
- [30] J. Dobrić, D. Buđevac, Z. Marković, N. Gluhović, Behaviour of stainless steel press-barked channel sections, Journal of Constructional Steel Research 139 (2017) 236-253
- [31] [http://www.optimalbeams.com/projektek\\_en.html](http://www.optimalbeams.com/projektek_en.html)
- [32] <https://fooladino.com/blog/what-is-honeycomb-beam>
- [33] <https://www.liaromatis.com/cellular-amp-castellated-beams/>
- [34] <https://tdanyc.com/projects/sport/limassol-sports-arena-spyros-kyprianou>
- [35] <https://footballtripper.com/denmark/silkeborg-stadium/>
- [36] [https://www.steelconstruction.info/Car\\_parks](https://www.steelconstruction.info/Car_parks)
- [37] D. Schillinger, V. Papadopoulos, M. Bischoff, M. Papadrakakis, Buckling analysis of imperfect I-section beam-columns with stochastic shell finite elements, Computational Mechanics, Volume 46, Issue 3, pp. 495-510, 2010.